КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ, ОБРАБОТАННОЙ ДЕФОРМИРУЮЩИМ ПРОТЯГИВАНИЕМ

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ, ОБРАБОТАННОЙ ДЕФОРМИРУЮЩИМ ПРОТЯГИВАНИЕМ

АКАДЕМИЯ НАУК УКРАИНСКОЙ ССР
ОРДЕНА ТРУДОВОГО КРАСНОГО ЗНАМЕНИ
ИНСТИТУТ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ, ОБРАБОТАННОЙ ДЕФОРМИРУЮЩИМ ПРОТЯГИВАНИЕМ

«НАУКОВА ДУМКА»
КИЕВ — 1977

6П4.65
К30

УДК 621.785.787 : 621.919.2

В монографии освещены результаты исследований влияния процесса деформирующего протягивания на основные характеристики качества обработанной поверхности (шероховатость, степень и глубину упрочнения, структурные изменения, остаточные напряжения I рода) и эксплуатационные свойства деталей машин (износостойкость, усталостную прочность, склонность к газовыделению). Рассмотрены вопросы обрабатываемости сталей, упрочненных деформирующим протягиванием (взаимосвязь явлений в процессе резания, износ и стойкость режущего инструмента, качество поверхности после комбинированной деформирующе-режущей обработки). Даны практические рекомендации по использованию процесса деформирующего протягивания, а также по расчету и конструированию протяжек. Приведены результаты внедрения деформирующего протягивания при изготовлении деталей различных типоразмеров и показана высокая экономическая эффективность внедрения в производство.

Предназначена для научных и инженерно-технических работников.

Авторы: *А. М. Розенберг, О. А. Розенберг, Э. И. Грищенко, Э. К. Посвятенко*

Рецензенты: *Ю. Я. Мешков, Н. Ф. Колесниченко*

Редакция технической литературы

К $\frac{31101-085}{M221(04)-77}$ 242—77

© Издательство «Наукова думка», 1977

ВВЕДЕНИЕ

Обработка отверстий деформирующими протяжками в деталях машин получает в последнее время все большее распространение в связи с применением для изготовления рабочих элементов протяжек металлокерамических твердых сплавов, обладающих высокой износостойкостью.

В процессе деформирующего протягивания могут осуществляться как малые (поверхностные), так и большие (сквозные) пластические деформации, при которых диаметр отверстия увеличивается на 10—20%. В последнем случае пластические деформации распространяются на всю толщину стенки детали и изменяют наряду с диаметром отверстия длину детали и ее наружный диаметр. Указанные деформации определяют лишь изменение размеров детали. В зоне контакта деформирующего инструмента с обрабатываемым металлом, кроме названных, возникают дополнительные сдвиговые деформации, величина которых может исчисляться сотнями процентов. Именно эти деформации формируют поверхностный слой, который определяет качество обработанной поверхности (шероховатость, упрочнение, остаточные напряжения, износостойкость, обрабатываемость и т. д.). При значительных деформациях могут возникнуть нарушения сплошности, надрывы, разрушения и другие явления, нежелательные с точки зрения прочности и износостойкости деталей. В связи с этим нужно иметь сведения о влиянии различных факторов режима деформирующего протягивания на качество поверхностного слоя обработанных деталей. Систематизированных сведений по этим вопросам почти нет.

Необходимость проведения исследования обрабатываемости резанием металла, упрочненного деформирующим протягиванием, была вызвана следующим. Установлено, что в тех случаях, когда для изготовления деталей из пластичных металлов используются трубные, литые, штампованные и другие заготовки обычной точности, деформирующее протягивание целесообразно применять в виде не только финишной, но и черновой (формообразующей) операции. Это позволяет в десятки раз (от 1—5 до 0,05—0,15 *мм*) снизить исходную некруглость и нецилиндричность отверстия черной заготовки, за счет чего припуск на его последующую обработку резанием значительно уменьшается. Такое уменьшение припуска позволяет снизить расход металла на изготовление детали на 10—30% и значительно сократить трудоемкость чистовой обработки резанием, необходимой для удаления поверхностного дефектного слоя металла заготовки, образовавшегося в ходе металлургического цикла ее изготовления. Этот слой, имеющий толщину до 0,8 *мм* и включающий обезуглероженный металл, раковины и загрязнения поверхности отверстия, не может быть удален деформирующим протягиванием.

Обработка отверстий по схеме деформирующее протягивание — резание целесообразна также при изготовлении деталей с переменной толщиной стенок. Одно деформирующее протягивание изделий этого типа не обеспечивает высокую точность отверстий вследствие возникновения искривления образующей, краевого эффекта и других погрешностей.

Таким образом, комбинированная деформирующе-режущая обработка отверстий позволяет обеспечить высокое качество и точность и снизить себестоимость изделий за счет повышения коэффициента использования металла и сокращения трудоемкости обработки. Однако отсутствие необходимых сведений по обрабатываемости металла, упрочненного деформирующим протягиванием, не позволяло перейти к широкому внедрению деформирующе-режущей обработки в производство.

Описанные ниже исследования, проведенные авторами в Институте сверхтвердых материалов (ИСМ) АН УССР, были выполнены на большом числе обрабатываемых материалов, в частности углеродистых и нержавеющих сталях, титановом и алюминиевом сплавах, латуни. Режимы деформирующего протягивания изменялись в широких пре-

делах по величине натяга на деформирующий элемент, числу циклов деформации, величине суммарной деформации. В каждом отдельном случае все характеристики поверхностного слоя изучались на образцах, вырезанных из одной обработанной детали, подвергнутой деформирующему протягиванию в определенных условиях. Шероховатость поверхности, ее микрогеометрия, упрочнение, структура, остаточные напряжения исследовались с помощью современной аппаратуры. Для испытаний на изнашивание были изготовлены специальные машины трения с вращательным и возвратно-поступательным относительным движением элементов трущихся пар.

Авторы не преследовали цели выявить физические причины возникновения тех или иных наблюдаемых явлений, закономерностей и корреляционных связей, и, хотя в ряде случаев высказываются соображения по этим вопросам, основной целью исследований являлось выяснение влияния режимов деформирующего протягивания на качество обработанной поверхности и эксплуатационные свойства деталей и возможности использования этих сведений при разработке технологических процессов обработки последних.

ГЛАВА I

ШЕРОХОВАТОСТЬ И МИКРОРЕЛЬЕФ ПОВЕРХНОСТИ ПОСЛЕ ОБРАБОТКИ ДЕФОРМИРУЮЩИМИ ПРОТЯЖКАМИ

Из опубликованных работ известно, что обработка методами пластического деформирования позволяет получать высокую чистоту и благоприятный профиль шероховатостей обработанной поверхности [6, 7, 18, 24, 43, 59, 77, 80, 83, 95, 100, 103, 104, 114, 116, 122, 123, 137, 141, 146, 157, 160—163]. Однако для случая обработки отверстий деформирующими протяжками этот вопрос изучен недостаточно.

В настоящей главе излагаются результаты исследований влияния на шероховатость и рельеф поверхности режимов деформирующего протягивания, вида предшествующей обработки резанием, толщины стенки и материала детали, применяемой смазки, геометрических параметров деформирующего элемента.

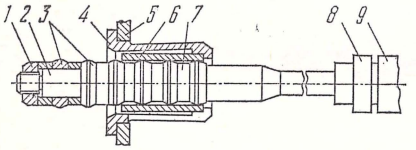


Рис. 1. Схема деформирующего протягивания деталей типа втулок, гильз и труб:

1 — гайка протяжки; *2* — стержень протяжки; *3* — деформирующие элементы; *4* — опора к протяжному станку; *5* — опорный фланец станка; *6* — обрабатываемая деталь; *7* — промежуточные втулки протяжки; *8* — зажимной патрон; *9* — динамометр.

На рис. 1 дана принципиальная конструкция деформирующей протяжки и показана схема протягивания. Рабочие элементы *3* протяжки и расположенные между ними дистанционные втулки *7* посажены на стержень (оправку) *2* и стянуты гайкой *1*. Обрабатываемая деталь *6* устанавливается в опоре *4* [113], закреплен-

ной на опорном фланце *5* станины протяжного станка. При рабочем ходе протяжка своим хвостовиком крепится в зажимном патроне *8* и протягивается через обрабатываемое отверстие.

Деформирующий элемент представляет собой кольцо, наружная поверхность которого образована двумя усеченными конусами и цилиндрической ленточкой, расположенной между их большими основаниями. Диаметр каждого последующего деформирующего элемента больше диаметра предыдущего, за счет чего при проходе инструмента через деталь осуществляется пластическое деформирование металла ее стенок и диаметр обрабатываемого отверстия увеличивается.

1. Зависимость шероховатости и микрорельефа поверхности от натяга на деформирующий элемент и суммарного натяга

Исследовалось влияние натягов на деформирующий элемент, изменяющихся от 0,05 до 3,2 *мм*. Суммарная деформация доводилась до 12% величины исходного диаметра обработанного отверстия. Протягивание осуществлялось одиночными деформирующими элементами на скорости $v = 2{,}5$ *м/мин* при смазке сульфофрезолом.

Изменение шероховатостей поверхности при протягивании исследовалось на втулках с $d = 35$ *мм* из сталей 10, 20, 45, У8, 12ХН3А, 20Х, 40Х, Х18Н10Т, 38ХМЮА, армко-железа, латуни Л62, алюминиевого сплава АК6. Графики изменения шероховатости в зависимости от применяемого натяга на деформирующий элемент и суммарной пластической деформации при обработке втулок из сталей 20 и 45 приведены на рис. 2. Каждая кривая соответствует одному номинальному натягу на деформирующий элемент. Шероховатость поверхности до протягивания соответствовала 4-му классу. Из рис. 2 видно, что натяг на деформирующий элемент существенно влияет на шероховатость обработанной поверхности. При натягах 0,05; 0,1; 0,2; 0,4 *мм* она быстро уменьшается уже при проходе двух-трех деформирующих элементов, и при дальнейшем протягивании надежно достигаются 10—11-й классы шероховатости. При увеличении натягов на деформирующий элемент до 0,8; 1,6 и 3,2 *мм* для тех же условий протягивания

шероховатость поверхности получается значительно выше. Так, протягивание втулок с натягом $a = 3{,}2$ *мм* позволило получить только 5-й класс шероховатости при $\varepsilon = 3{,}2$ *мм*, а при $a = 1{,}6$ *мм* на деформирующий элемент — только 6-й класс шероховатости при той же деформации.

Характер кривых зависимости шероховатости от величины пластической деформации при протягивании сталей одинаков. При натягах 0,05—0,4 *мм* шероховатость вначале резко падает, достигает минимального значения при

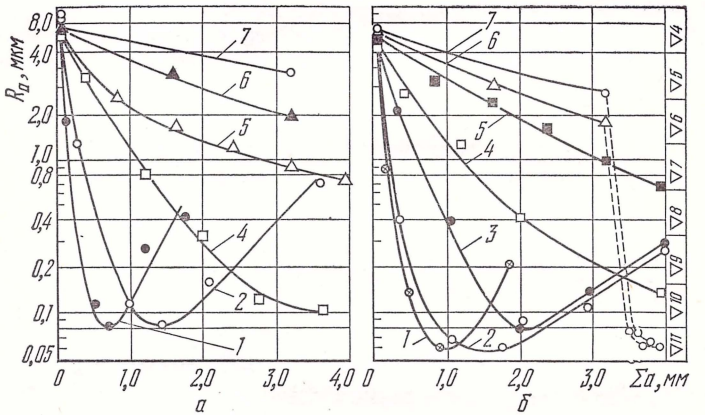


Рис. 2. Зависимость шероховатости поверхности от натягов после протягивания стали 20 (*а*) и стали 45 (*б*):

1 — $a = 0{,}05$ *мм*; *2* — $a = 0{,}1$ *мм*; *3* — $a = 0{,}2$ *мм*; *4* — $a = 0{,}4$ *мм*; *5* — $a = 0{,}8$ *мм*; *6* — $a = 1{,}6$ *мм*; *7* — $a = 3{,}2$ *мм*.

определенной величине пластической деформации, а затем при увеличении последней снова возрастает.

Увеличение шероховатости обработанной поверхности связано с возникновением шелушения, которое, по-видимому, связано с образованием поверхностного слоя текстуры, где зерна металла получают значительную вытяжку в направлении движения инструмента, сильно деформируются, истончаются и часть их силами трения отрывается от металла. Фактическая деформация в слое текстуры во много раз превосходит деформацию внутренних слоев металла и, вероятно, достигает критических значений для данного напряженного состояния, что приводит к разрушению и шелушению при дальнейшем деформировании.

Так, деформация сдвига в слое текстуры, выраженная относительным сдвигом, как будет показано ниже, может достигать 350—400%.

При протягивании с $a = 0{,}4$; 0,8; 1,6 и 3,2 *мм* на деформирующий элемент до деформаций, достигающих 10—12% величины диаметра отверстия, шелушение поверхности не наблюдается. Объясняется это малым числом циклов деформации и, вероятно, меньшими сдвиговыми деформациями в слое текстуры. Такое обстоятельство может быть использовано на практике в тех случаях, когда при обработке деталей требуется осуществить большие деформации и получить малую шероховатость обработанной поверхности. На рис. 2, *б* показано, что 10—11-й классы шероховатости при деформации диаметра на 10—12% можно получить, применив вначале натяги, равные 1,6 и 3,2 *мм* (кривые *6* и *7*), а затем натяг, равный 0,1 *мм* (кривые *6* и *7*, штриховые).

Изменения шероховатости поверхности и микрорельефа с изменениями натяга и суммарной пластической деформации четко видны и на микрофотографиях поверхности (рис. 3) втулок из стали 20 после обработки деформирующими протяжками с натягом $a = 0{,}05$ *мм* до различных деформаций. Характер формирования рельефа по мере увеличения деформации для всех сталей одинаков и аналогичен показанному на рис. 3. После прохождения первого деформирующего элемента выступы микронеровностей сглаживаются. Поверхность представляет собой равномерно чередующиеся светлые (выглаженные выступы гребешков) и темные (впадины неровностей) полосы (рис. 3, *а*). По мере увеличения числа пропущенных через отверстие деформирующих элементов (например, трех) темные полосы суживаются (рис. 3, *б*), и при прохождении семи колец они почти полностью исчезают (рис. 3, *в*). Выглаженная поверхность не имеет чередующихся выступов и впадин, характерных для поверхности, обработанной режущим инструментом. С появлением шелушения на поверхности видны микролунки от отделившихся частиц металла (рис. 3, *г*, *д*).

Описанный характер формирования рельефа поверхности можно проиллюстрировать на профилограммах поверхности (рис. 4) после расточки резцом с углами в плане $\varphi = \varphi_1 = 45°$ с подачей $s = 0{,}21$ *мм/об* и после протягивания различного числа деформирующих элементов. Эти профилограммы получены при одинаковых горизонтальном и

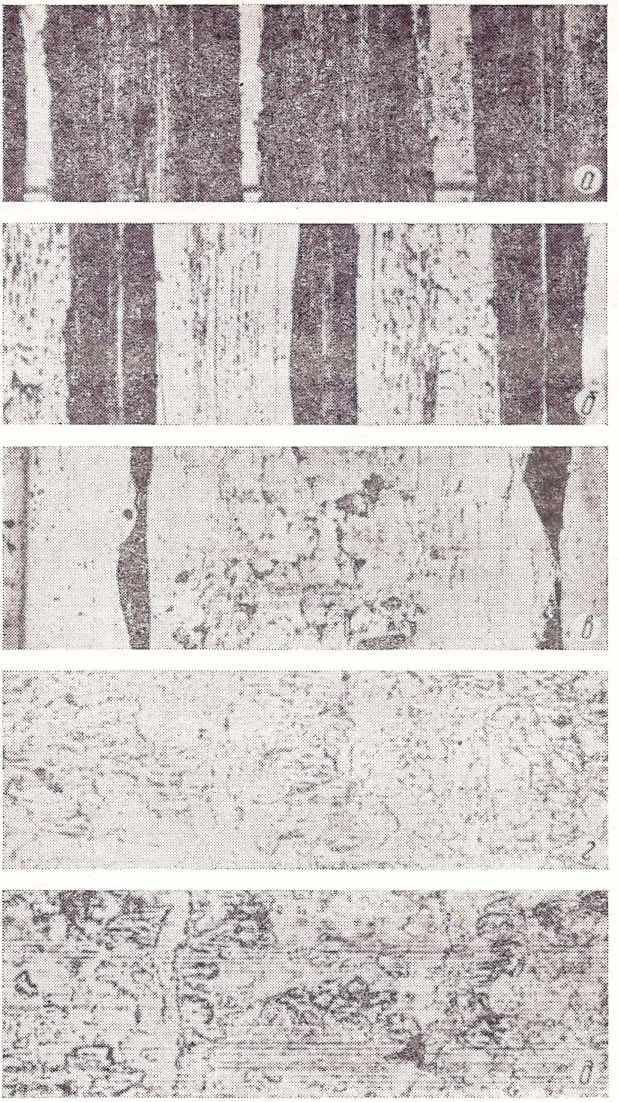


Рис. 3. Микрофотографии внутренней поверхности втулок (×200) из стали 20 после протягивания 1 (*а*); 3 (*б*); 7 (*в*); 11 (*г*); 20 (*д*) деформирующих элементов с $a = 0{,}1$ *мм*.

вертикальном увеличениях (× 1000). После прохождения деформирующих элементов площадки на выступах гребешков постепенно увеличиваются. Конфигурация впадин также изменяется, они суживаются и уменьшаются по глубине (см. рис. 3). После прохождения определенного числа деформирующих элементов (различного для разных металлов) впадины полностью «всплывают» на поверхность и достигается ее малая шероховатость.

Площадь опорной поверхности после деформирующего протягивания характеризуется бóльшими величинами для одинаковых значений шероховатостей, полученных другими способами обработки. На рис. 5 показаны кривые опорных поверхностей после обработки шлифованием, построенные по данным Э. В. Рыжова [138, 139], и после деформирующего протягивания. Площадь опорной поверхности η выражена отношением площади сечения шероховатости слоя плоскостью, проведенной параллельно базовой на данном уровне, к номинальной площади исследуемой поверхности. Если, например, воспользоваться немецким стандартом DIN4763 [147], позволяющим оценивать величину опорной

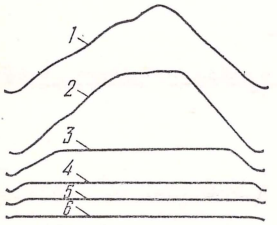


Рис. 4. Профилограммы единичной микронеровности (1000 × 1000) росле расточки (*1*) и деформирующего протягивания различным числом деформирующих элементов соответственно 1 (*2*), 3 (*3*), 4 (*4*), 5 (*5*), 10 (*6*).

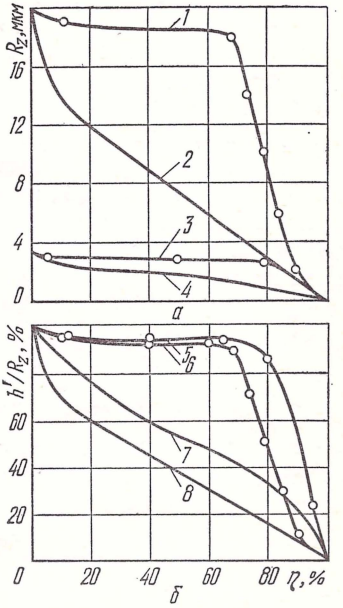


Рис. 5. Кривые опорной поверхности в абсолютных (*а*) и относительных (*б*) величинах:

1, *3* — деформирующее протягивание соответственно ▽ 5, ▽ 8; *2*, *4* — шлифование ▽ 5, ▽ 8; *5*, *6* — деформирующее протягивание ▽ 8, ▽ 5; *7*, *8* — шлифование ▽ 8, ▽ 5.

поверхности на предусмотренной стандартом глубине c' от линии, проходящей через вершины неровностей, то из рис. 5 увидим следующее. На уровне 0,25 *мкм* (для $R_z = 1{,}0 \div 2{,}5$ *мкм* значение $c' = 0{,}25$ *мкм*) величина опорной поверхности после протягивания достигает 27% при шероховатости обработки 8-го класса. Поверхность с такой же шероховатостью после шлифования имеет величину опорной поверхности, равную лишь 3%. На относительном уровне 0,2 (рис. 5, *б*) эти величины составляют для протянутых деталей 72 и 83%, для шлифованных — 5 и 18% соответственно для шероховатости поверхности 5-го и 8-го класса, т. е. поверхность после обработки деформирующим протягиванием имеет меньшее рассеивание вершин выступов относительно плоскости, проходящей через впадины микронеровностей.

2. Влияние материала на изменение шероховатости в процессе деформирующего протягивания

При одинаковом характере зависимости шероховатости поверхности от натяга и пластической деформации она, кроме того, связана с материалом протягиваемых втулок (см. рис. 2). Своеобразие изменения шероховатости в процессе протягивания различных обрабатываемых материалов заключается в разных величинах пластической деформации, которые необходимы для достижения минимума шероховатости. Такими деформациями являются: для армко-железа $\varepsilon = 0{,}4 \div 0{,}6$ *мм* при $a = 0{,}05$ *мм*; $\varepsilon = 0{,}8 \div 1{,}2$ *мм* при $a = 0{,}1$ *мм*; $\varepsilon = 1{,}7 \div 2{,}0$ *мм* при $a = 0{,}2$ *мм*; $\varepsilon = 3{,}6 \div 4{,}0$ *мм* при $a = 0{,}4$ *мм*; для стали 20 $\varepsilon = 0{,}5 \div 0{,}8$ *мм* при $a = 0{,}05$ *мм* и $\varepsilon = 1{,}2 \div 1{,}5$ *мм* при $a = 0{,}1$ *мм*. Минимум шероховатости при протягивании стали 45 с такими же натягами 0,05 и 0,1 *мм* достигается при несколько бóльших значениях пластической деформации, равных соответственно 0,7—1,0 и 1,2—1,8 *мм*.

Исследования показали, что увеличение шероховатости поверхности, связанное с появлением шелушения, наступает для данного металла (при постоянной толщине стенки) после определенного числа циклов деформации. Графики зависимости числа циклов деформации до появления шелушения при протягивании с натягом $a = 0{,}1$ *мм* от твердости углеродистых и малолегированных сталей (при смаз-

ке сульфофрезолом) и толщины стенки деталей приведены на рис. 6. При обработке с сульфофрезолом, МР-1, МР-2 углеродистых и малолегированных сталей это критическое число циклов, при достижении которого наступает шелушение, для группы малых натягов 0,05—0,2 *мм* определяется выражением

$$n_к = 0{,}28 \frac{HB}{t^{0{,}65}}, \qquad (1)$$

где HB — твердость стали по Бринелю, *кГ/мм*²; t — толщина стенки детали, *мм*.

Указанная зависимость наблюдается при протягивании втулок из сталей, исходная твердость которых $HB = 100 \div 225$ *кГ/мм*². Протягивание сталей, имеющих твердость выше 225 *кГ/мм*², а также легированных сталей приводит к схватыванию материалов деформирующего элемента и втулки еще до появления шелушения. Так, сталь Х18Н10Т при смазке сульфофрезолом вообще протягивать не удается, а сталь 38ХМЮА схватывается после 25 циклов протягивания, не достигнув шелушения.

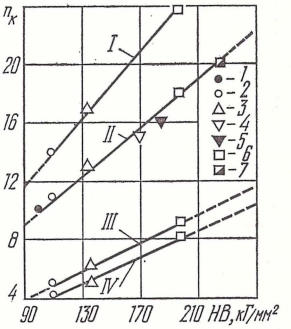


Рис. 6. Зависимость числа циклов деформации до начала шелушения поверхности ($n_к$) от твердости углеродистых и малолегированных сталей и толщины стенки детали:
I — $D/d = 1{,}2$; *II* — $D/d = 1{,}4$; *III* — $D/d = 1{,}8$; *IV* — $D/d = 2{,}5$; *1* — армко-железо; *2* — сталь 10; *3* — сталь 20; *4* — сталь 12ХН3А; *5* — сталь 20Х; *6* — сталь 45; *7* — сталь 40Х.

При протягивании стали У8 наблюдается та же закономерность изменения шероховатости с изменением пластической деформации и натяга, но, достигнув минимального значения, она продолжает оставаться примерно на одном уровне. Шелушение поверхности при этом отсутствует. Микроструктурные исследования стали У8 показывают, что даже при большом числе циклов деформации текстурирование ее поверхностных слоев мало заметно. Однако исследование тонкого рельефа поверхности втулок из стали У8 на электронном микроскопе показывает, что при значительном числе циклов деформации увеличение шероховатости все же наступает. На рис. 7 представлены электронные микрофотографии поверхности после различных степеней деформации (× 17 000), из которых видно, что степень деформации обусловливает определенную топографию поверхности.

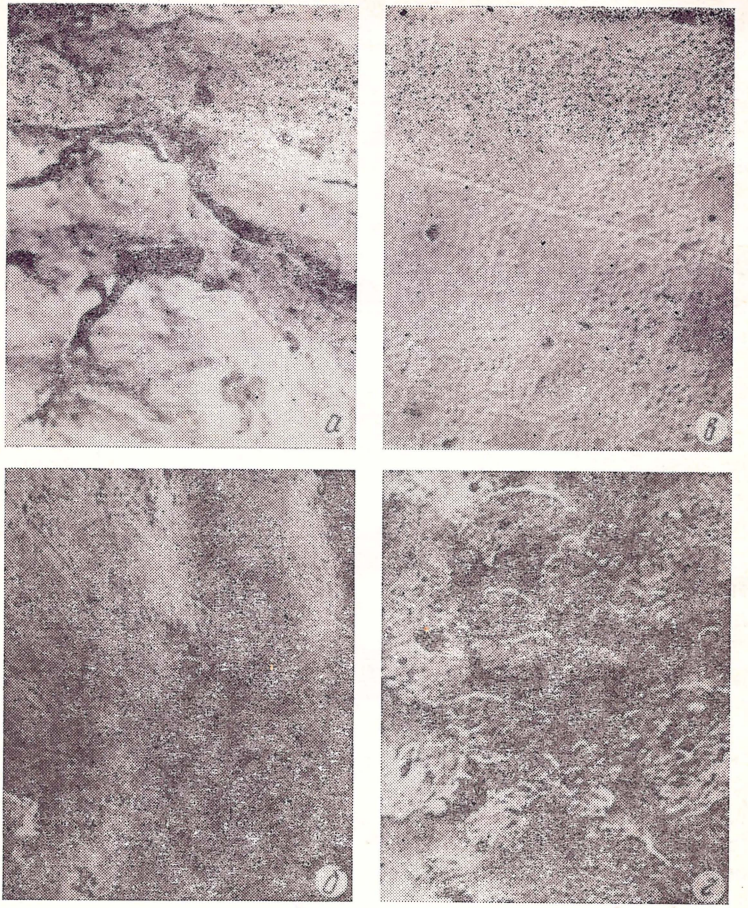


Рис. 7. Электронные микрофотографии поверхности втулок из стали У8 после протягивания с $a = 0{,}1$ *мм*:
а — $\Sigma a = 0{,}3$ *мм*; *б* — $\Sigma a = 1{,}0$ *мм*; *в* — $\Sigma a = 2{,}0$ *мм*; *г* — $\Sigma a = 2{,}8$ *мм*.

Так, при деформациях 0,3—1,1 *мм* видны очень частые поверхностные трещины и раковины (рис. 7, *а*, *б*). При деформации, равной примерно 2 *мм*, трещины и раковины встречаются очень редко. Отношение суммарной площади участков, находящихся на одном уровне (имеющих одинаковую шероховатость), к общей площади поверхности составляет 0,67—0,7 (рис. 7, *в*).

Увеличение деформации до 2,8—3,7 *мм* приводит к незначительному ухудшению поверхности. На поверхности наблюдаются уступы, наплывы, появляется волнистость (рис. 7, *г*), что ухудшает рельеф поверхности.

При протягивании втулок из латуни Л62 с натягом 0,1 *мм* с увеличением пластической деформации до 4 *мм* шероховатость уменьшалась только до 8-го класса. Связано это с тем обстоятельством, что при протягивании латуни шелушение наступает уже при проходе четырех-пяти деформирующих элементов. Однако, несмотря на шелушение, шероховатость поверхности продолжает уменьшаться и лишь при деформации, равной 2 *мм*, начинает возрастать.

3. Влияние на шероховатость толщины стенки детали

На рис. 8 представлены зависимости шероховатости от величины пластической деформации и толщины стенки втулки из стали 20 при протягивании с натягом, равным 0,1 *мм*. Характер кривых изменения R_a аналогичен характеру кривых, представленных на рис. 2. При постоянной пластической деформации вначале шероховатость поверхности по мере увеличения толщины стенки уменьшается, а затем увеличивается. Рост высоты микронеровностей внутренних поверхностей втулок, вызванный началом шелушения, происходит при достижении определенной величины деформации и начинается тем раньше, чем больше толщина стенки (кривые *2* и *3*).

Кроме того, интенсивность уменьшения шерохо-

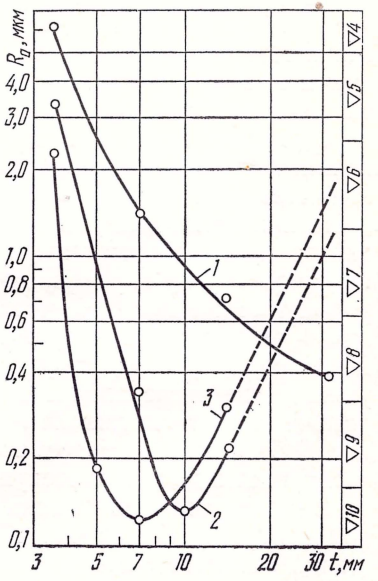


Рис. 8. Влияние толщины стенки на изменение шероховатости при различных деформациях:
1 — ε = 0,3 *мм*; *2* — ε = 0,7 *мм*; *3* — ε = 1,2 *мм*.

ватости поверхности при протягивании, как показали исследования, переменна и уменьшается по мере увеличения толщины стенки. Так, при протягивании втулок ($d = 35$ *мм*) из стали 20 с $a = 0{,}1$ *мм* 8-й класс шероховатости поверхности для $D/d = 1{,}2$ достигается при $\varepsilon = 1{,}75$ *мм*; для $D/d = 1{,}4$ при $\varepsilon = 0{,}65$ *мм*; для $D/d = 2{,}8$ при $\varepsilon = 0{,}4$ *мм*. Вначале даже незначительное увеличение толщины стенки втулки резко уменьшает шероховатость обработанной поверхности, дальнейшее увеличение толщины стенки уже оказывает менее существенное влияние. Так, увеличение отношения D/d от 1,2 до 1,4, т. е. всего лишь на 17%, уменьшило величину деформации для достижения одной и той же шероховатости в 2,7 раза, а увеличение D/d от 1,4 до 2,8, т. е. в 2 раза, уменьшило деформацию лишь в 1,7 раза. Приближение отношения к $D/d = 3$ все меньше сказывается на уменьшении шероховатости. Следует отметить, что к началу шелушения поверхности у втулки с $D/d = 1{,}4$ достигается шероховатость 10-го класса. У втулки с $D/d = 1{,}2$ *мм* шелушение начинается, когда исходные микрогребешки еще полностью не выгладились ($\nabla 6$). Этим объясняется тот факт, что у последней втулки, несмотря на шелушение поверхности (при $\varepsilon = 1{,}3$ *мм*), по мере увеличения деформации шероховатость поверхности уменьшается, так как неровности при этом продолжают разглаживаться. Когда высота неровностей меньше глубины лунок отшелушившихся частиц, шероховатость поверхности начинает увеличиваться.

С увеличением толщины стенки шелушение поверхности начинается раньше. Так, при $t = 14$ *мм* ($D/d = 1{,}8$) оно появляется не после 13 циклов (см. рис. 6), а уже при прохождении семи деформирующих элементов. Поэтому, несмотря на то что интенсивность уменьшения шероховатостей в данном случае высокая, достигается лишь 9-й класс шероховатости. Изменение числа циклов до начала шелушения поверхностей при протягивании с натягом $a = 0{,}1$ *мм* показано на рис. 6, откуда видно, что особенно большое уменьшение числа циклов до шелушения наблюдается при увеличении отношения D/d до 2,0. Дальнейшее увеличение D/d до 2,6 и более почти не оказывает влияния на число циклов до начала шелушения.

Влияние толщины стенки на шероховатость обработанной поверхности связано, вероятно, с тем, что толщина стенки оказывает влияние на величину удельных нагрузок

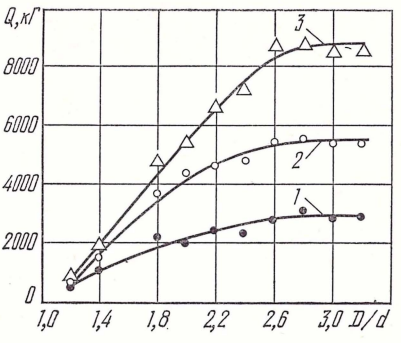


Рис. 9. Зависимость силы протягивания одного деформирующего элемента от толщины стенки для стали 45 ($a = 0{,}1$ *мм*, $d = 35$ *мм*):
1 — $\Sigma a = 0{,}1$ *мм*; *2* — $\Sigma a = 0{,}5$ *мм*; *3* — $\Sigma a = 0{,}7$ *мм*.

и силу протягивания. При постоянном натяге сила протягивания с возрастанием толщины стенки увеличивается быстрее, а затем при достижении $D/d = 2{,}6$ рост силы замедляется (рис. 9) и при $D/d = 3$ прекращается совсем.

Возрастание силы протягивания при постоянном натяге на деформирующий элемент указывает на увеличение удельного давления в зоне контакта, что и приводит к более интенсивному выглаживанию поверхности.

4. Влияние геометрических параметров режущего инструмента и режимов предварительной обработки резанием на шероховатость и микрорельеф поверхности после деформирующего протягивания

Основными операциями перед протягиванием деформирующими протяжками являются: расточка, зенкерование, режущее протягивание, развертывание. В некоторых случаях обработке протягиванием подвергаются детали необработанных или очищенных методом пескоструйки (дробеструйки) труб.

Опыты были проведены на втулках из стали 20, обработанных перед протягиванием указанными выше способами. Растачивание проводилось на скорости резания $v = 100$ *м/мин*. Подача изменялась от 0,15 до 0,3 *мм/об*. Для получения остаточных гребешков различных профилей были применены следующие сочетания углов резцов в плане φ и φ_1:

φ	30	45	60	90	90
φ_1	30	45	30	10	20

Соотношения диаметров протягиваемых втулок D/d были равны 1,4; 1,85 и 2,8. Натяги при протягивании изменялись от 0,05 до 0,4 *мм* на деформирующий элемент.

Графики зависимости шероховатостей при протягивании от формы и величины исходных шероховатостей, а также от натяга и суммарной пластической деформации приве-

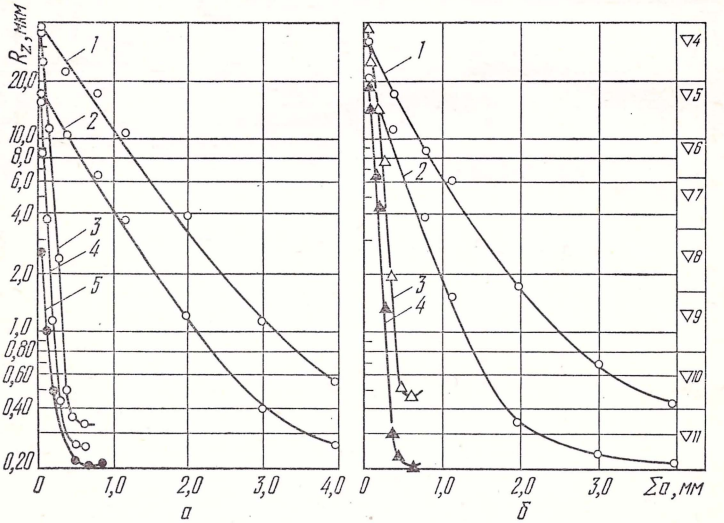


Рис. 10. Влияние формы и величины исходных шероховатостей на их изменение в процессе протягивания с натягами 0,4 *мм* (*1*, *2*) и 0,05 *мм* (*3*—*5*) при следующих исходных обработках:

а — расточка при $s = 0{,}15$ *мм/об* резцом с $\varphi = \varphi_1 = 45°$ (*1*, *3*), $\varphi = \varphi_1 = 30°$ (*2*, *4*), развертывание (*5*); *б* — $\varphi = 90°$, $\varphi_1 = 10°$ (*1*, *3*) и $\varphi = 60°$, $\varphi_1 = 30°$ (*2*, *4*).

дены на рис. 10. При одинаковых натягах и пластических деформациях более низкая шероховатость поверхности достигается у втулок, имевших исходные шероховатости с более пологими склонами. Так, при одинаковой подаче при расточке $s = 0{,}15$ *мм/об* после протягивания с натягами 0,05 и 0,4 *мм* меньшую шероховатость имели втулки, расточенные резцами с $\varphi = \varphi_1 = 30°$ и $\varphi = 60°$, $\varphi_1 = 30°$, по сравнению с расточенными резцами, имевшими $\varphi = \varphi_1 = 45°$ и $\varphi = 90°$, $\varphi_1 = 10°$ (кривые *2* и *4* по сравнению с *1* и *3*).

Изучение изменения формы шероховатостей показало, что остаточные гребешки, имеющие пологие склоны, деформируются, плавно осаживаясь и заполняя впадины. Так деформируются гребешки, остающиеся после расточки

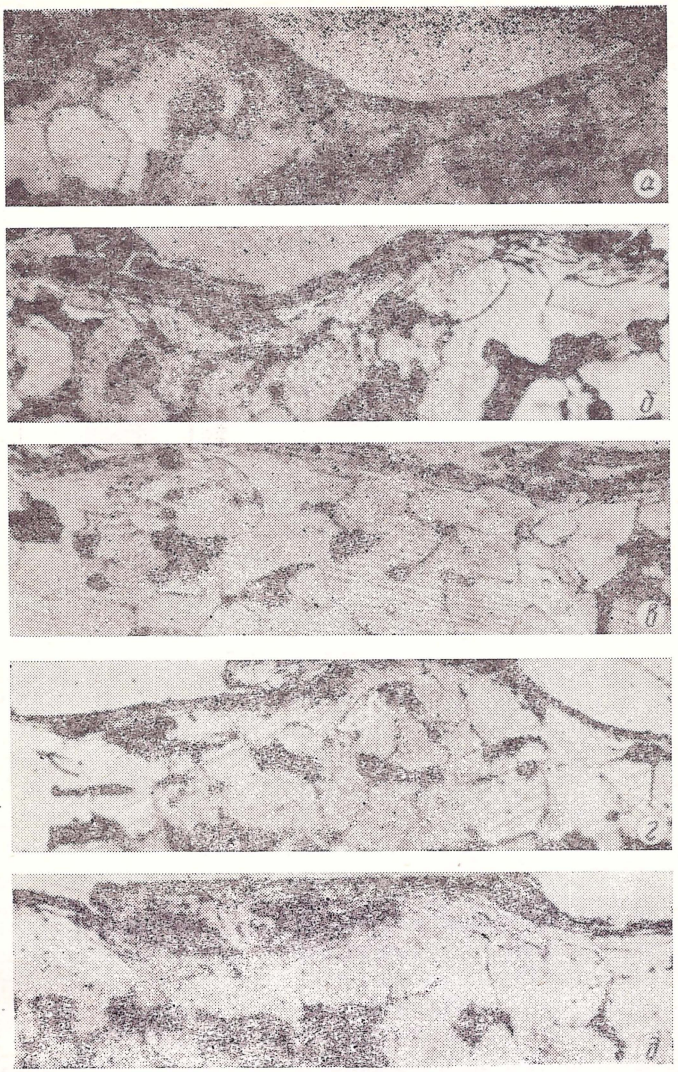


Рис. 11. Микрофотографии профиля микронеровностей, полученных в процессе деформации при протягивании с $a = 0{,}4$ *мм* для одного, двух, пяти (*а*, *б*, *в*) и одного, двух (*г*, *д*) деформирующих элементов после предварительной расточки резцом с $\varphi = \varphi_1 = 45°$ при $s = 0{,}15$ и $0{,}3$ *мм/об* (*г*, *д*).

резцом с $\varphi = \varphi_1 = 30°$; завалов или заплывов гребешков не наблюдается.

Иначе могут деформироваться гребешки с углом при вершине 90° и меньше. На рис. 11 представлены микрофотографии изменения профиля такого гребешка в процессе деформации. Из рисунка видно, что при прохождении первых колец ($a = 0{,}4$ *мм*) заметны сдвиги металла гребешка, появляются наволоченные (сдвинутые) частицы. Особенно четко это видно при деформировании более высоких гребешков, полученных при расточке с подачей $s = 0{,}3$ *мм/об*.

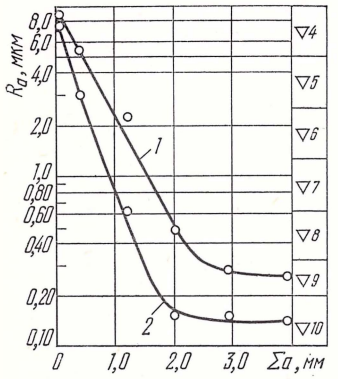


Рис. 12. Влияние направления протягивания на изменение шероховатости, имеющей несимметричную исходную форму:

1, 2 — протягивание со стороны соответственно пологих и крутых склонов неровностей

В дальнейшем при прохождении последующих деформирующих элементов наволоченные частицы либо полностью отрываются от основания гребешка, либо вдавливаются в металл. Такие завальцованные частицы могут отслаиваться и отрываться в процессе эксплуатации, что может вредно сказаться на работе сопряжения или узла в целом.

Следует отметить отличие данного явления закатывания микровыступов и их дальнейшего отрыва от шелушения поверхности. Однако между ними существует и взаимосвязь — увеличение высоты микронеровностей и их неблагоприятный профиль способствуют увеличению фактической деформации и появлению шелушения.

При несимметричной форме гребешков микронеровностей имеет значение направление их деформирования. На рис. 12 представлены графики изменения шероховатости поверхности при протягивании втулок, исходная шероховатость которых получена резцом с $\varphi = 90°$ и $\varphi_1 = 20°$. Как видно из рисунка, во втором случае, когда гребешки деформируются со стороны крутого склона, сглаживание их происходит быстрее. Объяснить это можно тем, что в первом случае угол между поверхностями, встречающимися при движении деформирующего элемента и гребешка, составляет всего 15° ($\delta = \varphi_1 - \alpha = 20° - 5°$), а во вто-

ром — 85°. Если учесть, что в обоих случаях втулки имел одинаковую толщину стенки и то, что возникают одинаковые силы протягивания одного деформирующего элемента, то совершенно очевидно, что и радиальные усилия P_r, необходимые для увеличения диаметра втулки, в обоих случаях были одинаковы, т. е. $P_r = pF$, где p — удельная нагрузка; F — площадь контакта.

Удельные нагрузки в момент, когда втулка претерпевает пластические деформации по всему сечению, должны быть равны при равенстве геометрических сечений для одинаковых материалов и одинаковой геометрии деформирующего элемента. Поэтому должно соблюдаться равенство и площадей контактов. Однако для равенства площадок в случае, когда деформирующий элемент движется со стороны крутого склона гребешка, необходима большая (исходя из геометрических соотношений) деформация гребешка. Этим и объясняется более низкая шероховатость поверхности, имеющая место в данном случае.

При равенстве углов профилей остаточных гребешков после растачивания на шероховатость поверхности после протягивания оказывает влияние их высота. При этом влияние высоты исходных шероховатостей заметно до пятишести циклов деформации. Дальнейшее увеличение числа циклов приводит к выравниванию шероховатости.

Исследование шероховатости поверхности и микрорельефа в процессе протягивания втулок, отверстия в которых обработаны зенкерованием ($v = 25$ *м/мин*; $s = 0{,}21$ *мм/об*), развертыванием ($v = 1{,}5$ *м/мин*; $s = 0{,}21$ *мм/об*), режущим протягиванием, показало, что характер изменения шероховатости с увеличением натяга на деформирующий элемент и суммарного натяга остается таким же, как после расточки. Улучшение шероховатости предварительной обработкой (например, после развертывания) приводит лишь к смещению минимально достигаемой шероховатости в область меньших значений пластической деформации. Так, предварительно обработанная разверткой поверхность отверстия, имеющая исходные шероховатости по 8-му классу, после двух-трех циклов деформации имеет шероховатость поверхности 10—11-го класса. Однако шелушение поверхности наступает примерно при том же числе циклов деформации [19].

Изменение микрорельефа в процессе протягивания предварительно зенкерованных и развернутых поверхностей

происходит так же, как и поверхностей, полученных расточкой резцами с $\varphi = \varphi_1 = 30°$: микровыступы уменьшаются, плавно осаживаясь и заполняя микровпадины. Сдвигов и закатов микровыступов не происходит. Это объясняется тем, что углы при вершине профилей микронеровностей после таких видов обработки всегда больше 90° (120—165°).

Шероховатости поверхности после режущего протягивания, обусловленные в основном зазубренностью режущих кромок (шероховатость, измеренная в поперечном направлении) и вибрациями (шероховатость, измеренная в продольном направлении — направлении вектора скорости резания), имеют оси максимальных жесткостей, совпадающие с направлением движения инструмента при деформирующем протягивании. Поэтому закатывания и сдвигов микровыступов при протягивании не наблюдается.

5. Зависимость шероховатости в процессе обработки от вида смазки и скорости протягивания

Влияние скорости протягивания на шероховатость поверхности исследовалось в диапазоне скоростей 0,02—15 *м/мин*. Исследованиями установлено, что указанные скорости протягивания практически не изменяют шероховатости обработанной поверхности.

Исходя из результатов исследований влияния скорости протягивания на шероховатость поверхности и учитывая при этом производительность обработки, выбирали для всех опытов скорость протягивания, равную 2,5 *м/мин*.

Смазочно-охлаждающая жидкость (СОЖ) оказывает существенное влияние на шероховатость обработанной поверхности как при резании, так и при обработке методами пластического деформирования [115]. Поэтому исследования влияния СОЖ на шероховатость при обработке деформирующими протяжками необходимы.

Наряду с широко применяемыми в промышленности сульфофрезолом и 5%-ной эмульсией из эмульсола ЭТ-2 исследовались также новые СОЖ, которые успешно применяются при обработке лезвийным инструментом: МР-1, МР-2, 10%-ная эмульсия из эмульсола РЗ-СОЖ8.

Масляные СОЖ МР-1 и МР-2 изготавливаются горьковским опытным нефтемаслозаводом им. 26 Комисса-

ров на основе средних минеральных масел, в которые вводятся противозадирные и противоизносные присадки, антиоксиданты и ингибиторы коррозии. Эмульсол РЗ-СОЖ8 выпускается Ростовским опытным нефтемаслозаводом и представляет собой коллоидный раствор на основе веретенного масла, масляного асидола, таллового масла с активной добавкой кристаллического йода в растворе полигликоля.

Результаты исследований влияния различных смазок на шероховатость поверхности при протягивании втулок из стали 45 показали, что все примененные смазки для всех толщин стенок дают примерно одинаковые результаты по шероховатости. Однако увеличение толщины стенки до 14 *мм* приводит к тому, что при протягивании с эмульсиями из эмульсолов ЭТ-2 и РЗ-СОЖ8 происходят задиры и схватывание деформирующего элемента с деталью на восьмомдевятом цикле деформации, когда достигается минимальная шероховатость. Из этого следует, что эмульсии из эмульсолов ЭТ-2, РЗ-СОЖ8 могут применяться при протягивании деталей до $D/d = 1{,}4$, т. е. с небольшими толщинами стенок. Сульфофрезол, МР-1 и МР-2 позволяет протягивать (без схватывания) детали из углеродистых сталей с различными толщинами стенок.

Протягивание нержавеющей стали Х18Н10Т с применением указанных смазок оказалось невозможным из-за схватывания. Для протягивания втулок из стали Х18Н10Т применялась новая смазка [118] с высокими экранирующими свойствами, разработанная в ИСМ АН УССР. Высокие экранирующие свойства смазки приводят к тому, что сдвиговые деформации локализуются в слое смазки. Это позволяет протягивать втулки из стали Х18Н10Т до значительных суммарных деформаций (до 40 циклов). Однако шероховатость поверхности при этом улучшается незначительно, в силу указанных причин.

6. Влияние угла рабочего конуса деформирующего элемента на шероховатость поверхности

Угол рабочего конуса $2\alpha = 10°$, примененный авторами для всех видов исследований, является оптимальным с точки зрения силы протягивания [95, 117]. Однако обеспечение минимальной силы протягивания не может

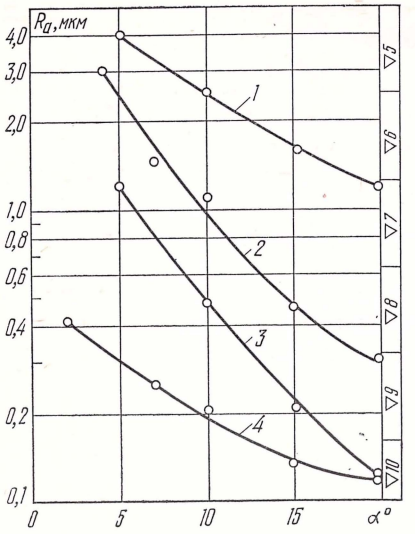


Рис. 13. Влияние угла рабочего конуса деформирующего элемента на изменение шероховатостей в процессе протягивания втулок из стали 45:

1 — $a = 0{,}2$ *мм*, $\Sigma a = 0{,}4$ *мм*, $t = 3{,}5$ *мм*, $R_{a_0} = 7{,}5$ *мкм*; *2* — $a = 1{,}0$ *мм*, $\Sigma a = 1{,}0$ *мм*, $t = 6{,}0$ *мм*, $R_{a_0} = 7{,}0$ *мкм*; *3* — $a = 0{,}2$ *мм*, $\Sigma a = 0{,}8$ *мм*, $t = 7{,}5$ *мм*, $R_{a_0} = 6{,}0$ *мкм*; *4* — $a = 0{,}3$ *мм*, $\Sigma a = 0{,}3$ *мм*, $t = 8{,}0$ *мм*, $R_{a_0} = 3{,}5$ *мкм*.

являться единственным критерием выбора величины угла рабочего конуса при значительном многообразии вариантов обработки различных деталей и требований к ним. Это относится прежде всего к тонкостенным деталям, при обработке которых сила протягивания будет небольшой. Часто требования к шероховатости поверхности отверстия таких деталей являются высокими.

Для исследования влияния величины угла рабочего конуса на шероховатость поверхности после деформирующего протягивания были изготовлены наборы деформирующих элементов с $2\alpha = 20°$ и $40°$ (в дополнение к имеющемуся с $2\alpha = 10°$). Исследования проводились на втулках с толщинами стенок 3,5 и 7,0 *мм* ($D/d = 1{,}2$ и $1{,}4$).

На рис. 13 представлены графики зависимости шероховатости поверхности в процессе протягивания втулок из стали 45 от параметров α, a, Σa и t при различной исходной шероховатости в пределах 4-го класса.

Как видно из рисунка, влияние угла рабочего конуса на изменение шероховатостей в процессе протягивания очень существенно. При малых толщинах стенок (кривая *1*) интенсивность уменьшения шероховатостей с увеличением α несколько ниже. Минимальная шероховатость при этом соответствует 7-му классу. Увеличение угла рабочего конуса при обработке втулок с более толстыми стенками резко уменьшает шероховатость обрабатываемой поверхности. Даже после обработки одним деформирующим элементом с $\alpha = 20°$ можно получить 9—10-й класс шероховатости (кривые *2* и *4*).

Уменьшение шероховатости при увеличении угла рабочего конуса связано с возрастанием удельных сил в зоне контакта деформирующего элемента с деталью, в связи с уменьшением площади контакта. Однако возросшие удельные нагрузки приводят к тому, что поверхностные слои исчерпывают пластичность уже после четырех-пяти циклов деформации, после чего начинается шелушение поверхности. При $\alpha = 20°$ шелушение начинается уже на втором цикле, а иногда и на первом. Но, несмотря на начавшееся шелушение, шероховатость поверхности продолжает уменьшаться и достигает 9—10-го класса после трех-четырех циклов, а затем резко увеличивается.

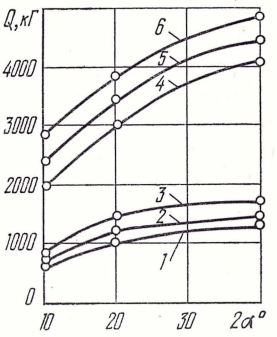


Рис. 14. Влияние угла рабочего конуса на силу протягивания ($a = 0{,}2$ *мм*, сталь 45):

1 — 3 — $D/d = 1{,}2$; *4—6* — $D/d = 1{,}4$; *1, 4* — $\Sigma a = 0{,}4$ *мм*; *2, 5* — $\Sigma a = 0{,}8$ *мм*; *3, 6* — $\Sigma a = 1{,}2$ *мм*.

С увеличением угла рабочего конуса возрастают силы сдвига, о чем свидетельствует увеличение усилий протягивания, т. е. осевых сил (рис. 14). Особенно заметное увеличение усилий, как видно из рисунка, происходит при протягивании втулок с толщиной стенки $t = 7{,}0$ *мм* ($D/d = 1{,}4$). При увеличении $D/d > 1{,}4$ и $\alpha \geqslant 10°$ сдвиг и отрыв исходных шероховатостей происходит у их основания при прохождении через втулку первого же деформирующего элемента, т. е. происходит не процесс выглаживания неровностей, а их срезание.

Таким образом, проведенные исследования шероховатости и микрорельефа поверхности показали, что протягивание твердосплавными деформирующими протяжками является высокоэффективным видом обработки отверстий. Оно обеспечивает получение шероховатости поверхности 10 — 11-го классов. Для получения малой шероховатости необходимо применять небольшие и средние натяги (0,15—1,2% d) на деформирующий элемент. При этом необходимо соблюдать следующие условия: число циклов деформации не должно превышать критического, различного для разных материалов, а для одного материала — для различных толщин стенок. При протягивании углеродистых и малолегированных сталей с сульфофрезолом, МР-1 и МР-2, и с

применением натягов 0,05—0,2 *мм* на деформирующий элемент для деталей с конечной толщиной стенки критическое число циклов можно определить по зависимости (1).

В тех случаях, когда необходимо осуществить большую пластическую деформацию и получить низкую шероховатость поверхности, следует применять протяжки с большими натягами на первых и средними или малыми — на последних деформирующих элементах. Это позволит увеличить суммарную деформацию без увеличения числа циклов и избежать шелушения.

Наиболее благоприятной перед деформирующим протягиванием является обработка отверстий зенкерованием, режущим протягиванием и растачиванием резцами с углами в плане $\varphi = \varphi_1 = 30°$, дающая остаточные шероховатости в виде симметричных микровыступов с пологими склонами. Такой микрорельеф исходной поверхности позволяет осуществлять при протягивании значительное число циклов деформации до появления шелушения поверхности.

Неблагоприятная форма исходных микронеровностей может привести к сдвигам и отрыву микрочастиц металла при прохождении первых же деформирующих элементов. В этом случае число циклов до шелушения уменьшается и ухудшается качество поверхности.

Микрорельеф и форма шероховатостей поверхности после протягивания деформирующими протяжками являются благоприятными: отсутствуют острые выступы и впадины, надрывы, трещины. Даже при одинаковой высоте микронеровностей опорная поверхность после деформирующего протягивания выше по сравнению с поверхностями, полученными различными видами обработки резанием.

Скорость протягивания в пределах 0,5—15 *м/мин* существенного влияния на шероховатость обработанной поверхности не оказывает.

При обработке деформирующими протяжками важную роль играют смазывающие материалы. Углеродистые и малолегированные стали лучше всего протягивать с сульфофрезолами, МР-1 и МР-2, устраняющими схватывание обрабатываемого металла с инструментом, которые можно легко подавать в зону деформирования известными способами. Нержавеющие и высоколегированные стали нужно протягивать с применением смазок, обладающих высокими экранирующими свойствами [118].

Толщина стенки детали также влияет на схватывание и выбор смазки: с увеличением толщины стенки возрастают удельные нагрузки в зоне контакта деформирующего элемента с деталью, что может явиться причиной выдавливания смазки из этой зоны и схватывания инструмента с деталью. Поэтому при протягивании толстостенных деталей даже из углеродистых и малолегированных сталей предпочтительнее применять смазки с высокими экранирующими свойствами.

При протягивании тонкостенных деталей для достижения малой шероховатости необходимо применять малые натяги с тем, чтобы увеличить число циклов деформации и, следовательно, сдвиговую деформацию поверхностных слоев.

Если заданная шероховатость обработки не может быть достигнута, нужно применять деформирующие элементы с бо́льшими значениями углов рабочих конусов ($2\alpha = 20 \div 40°$).

ГЛАВА II

СТРУКТУРНЫЕ ИЗМЕНЕНИЯ И УПРОЧНЕНИЕ В ПРОЦЕССЕ ОБРАБОТКИ ПРОТЯГИВАНИЕМ

В результате пластической деформации втулок деформирующими протяжками структура слоев, прилегающих к поверхности, претерпевает определенные изменения, что сопровождается повышением твердости деформированного металла. Эти изменения выражаются в образовании текстуры и в ряде случаев в измельчении зерен. Характер и интенсивность изменений и связанные с ними интенсивность и глубина упрочнения зависят от целого ряда факторов: натяга на деформирующий элемент, суммарного натяга, числа циклов деформации, пластических свойств материала, толщины стенки детали, смазочного материала.

Рассмотрим влияние этих факторов на структурные изменения и упрочнение материала втулок. Опыты проведены на втулках из армко-железа, сталей 20, 45, У8, Х18Н10Т, 38ХМЮА, латуни Л62.

Упрочнение оценивалось по приросту твердости

$$\Delta H = H_{\text{пр}} - H_0, \tag{2}$$

а степень упрочнения — как отношение упрочнения к исходной твердости:

$$\eta = \frac{\Delta H}{H_0}\,100\%, \tag{3}$$

где η — степень упрочнения, %; $H_{\text{пр}}$ — твердость стали после протягивания, $кГ/мм^2$; H_0 — исходная твердость стали, $кГ/мм^2$.

1. Зависимость структуры и упрочнения от натяга на деформирующий элемент и суммарного натяга

Изменения структуры и упрочнения в процессе деформирующего протягивания с различными натягами на деформирующий элемент и различными суммарными на-

тягами рассмотрим вначале на однофазном материале — армко-железе, а затем проведем сравнение с другими материалами.

Исходная микроструктура армко-железа представляет собой феррит с примерно равноосной конфигурацией зерен. Неметаллические включения располагаются преимущественно в виде вытянутых строчек. Распределение микротвердости по сечению втулки указывает на то, что поверхностные слои ее упрочняются уже при предварительной (токарной) обработке. Микротвердость поверхностного слоя составляет 220 *кГ/мм*^{2} (на глубине 0,01 *мм* от поверхности) при микротвердости сердцевины 125 *кГ/мм*^{2}, твердость сердцевины по Бринелю равна 105 *кГ/мм*^{2}. Значения микротвердости поверхности и сердцевины втулки являются средней величиной 10—15 измерений.

После деформации втулки одним деформирующим элементом с натягом 0,05 *мм* не происходит даже сглаживания шероховатостей, оставшихся после расточки. Заметно лишь некоторое скругление вершин на выступах неровностей. Увеличение суммарного натяга до 0,25 *мм* (пять деформирующих элементов) привело почти к полному сглаживанию неровностей. Однако в первом и втором случаях заметных изменений структуры не наблюдается. И только при суммарном натяге, равном 0,5 *мм*, обнаруживается текстурованность поверхностного слоя. Зерна, расположенные у самой поверхности, несколько удлинились и получили ориентацию в направлении движения инструмента. Степень удлинения зерен пока еще незначительна, угол между направлением движения инструмента и вытянутыми осями еще достаточно большой (примерно 45°).

С увеличением суммарного натяга до 1,0 *мм* степень вытянутости зерен увеличивается, а угол наклона их осей в направлении движения инструмента уменьшается. При суммарном натяге, равном 2,0 *мм*, текстурованность поверхности очень четкая. В поверхностной зоне все без исключения зерна вытянуты и определенным образом ориентированы. У самой поверхности удлиненные оси зерен расположены почти параллельно направлению протягивания, что свидетельствует о чрезвычайно высокой степени пластической деформации сдвига в поверхностном слое металла.

Из приведенных на рис. 15 фотографий видно, что с увеличением суммарного натяга степень деформированности зерен, а также глубина текстурованного слоя существенно

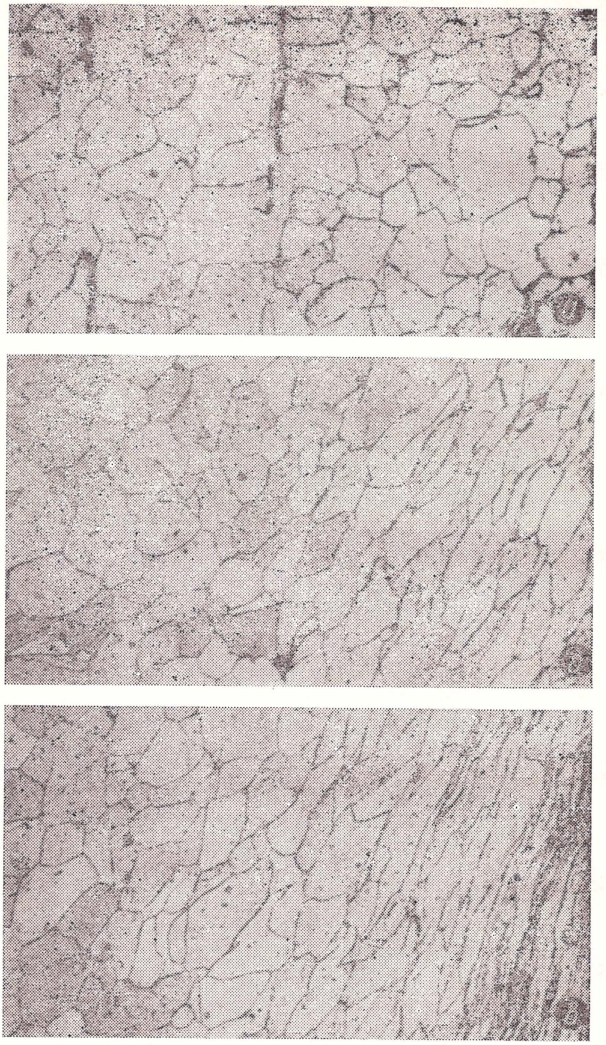


Рис. 15. Микроструктура поверхностных слоев отверстий втулок (× 100) из армко-железа после протягивания 4 (*а*), 21 (*б*) и 40 (*в*) деформирующих элементов с натягом 0,1 *мм*.

увеличиваются. Следует отметить, что по мере удаления от поверхности степень вытянутости зерен уменьшается, а угол наклона их осей по отношению к направлению протягивания увеличивается. Переход от текстурованной зоны к участкам с неориентированными зернами плавный. Четкую границу между этими зонами установить трудно

Характер изменения микроструктуры в зависимости от суммарного натяга при протягивании с натягами на деформирующий элемент 0,10; 0,20 и 0,40 *мм* примерно одинаков. При этом глубина текстурованного слоя при равенстве суммарных натягов тем больше, чем больше натяг на деформирующий элемент. Так, при суммарном натяге 4,0 *мм* глубина слоя текстуры самая большая при натяге на деформирующий элемент 0,4 *мм*. Однако степень вытянутости зерен в этом случае значительно меньше, чем при том же суммарном натяге, но меньшем натяге на деформирующий элемент.

Протягивание втулок с натягами на деформирующий элемент 0,8 и 1,6 *мм* не приводит к появлению текстурованного слоя. При этих натягах даже не происходит полного сглаживания остаточных гребешков от предварительной обработки при суммарных натягах 4,0 и 3,2 *мм*. Изменения в структуре выражаются только в некотором дроблении зерен.

Сравнение микроструктуры втулок из армко-железа, протянутых до одной и той же суммарной деформации, но с различным натягом на деформирующий элемент, показывает, что вытянутость зерен тем больше, чем меньше натяг на деформирующий элемент, т. е. чем больше число циклов деформации. Так, если при номинальном натяге на деформирующий элемент 0,05 *мм* длина деформированных зерен в 4—6 раз больше их ширины и угол наклона длинных осей зерен к направлению движения протяжки составляет примерно 20°, то при $a = 0{,}2$ *мм* длина вытянутых зерен примерно в 2—3 раза больше ширины, а угол наклона длинных осей к направлению протяжки равен 30°. Следовательно, при одном и том же суммарном натяге структура поверхностных слоев претерпевает тем большие изменения (большие пластические деформации поверхностных слоев), чем большему числу циклов деформации была подвергнута втулка, т. е. чем больше число деформирующих элементов протянуто через втулку. При этом следует отметить, что при равенстве числа циклов деформации степень изменения

микроструктуры поверхностных слоев и глубина залегания этих изменений будет больше при большем натяге на деформирующий элемент, а следовательно, большем суммарном натяге.

Причиной увеличения степени текстурованности (сдвиговой деформации) является трение деформирующего элемента об обрабатываемую поверхность. Чем большему числу циклов деформации и трения подвергается обрабатываемая поверхность, тем больше вытягиваются зерна поверхностного слоя в сторону действия силы трения.

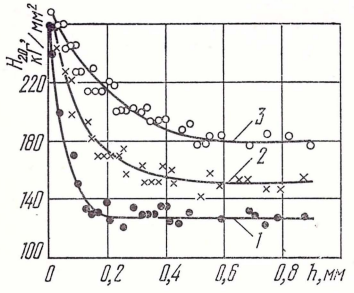


Рис. 16. Изменение микротвердости H_{20} по сечению стенок втулок $D/d = 1{,}4$ из армко-железа после протягивания 4 (*1*), 21 (*2*) и 40 (*3*) деформирующих элементов.

Структурные изменения сказываются на изменении твердости материала. При этом наблюдается четкая зависимость между изменениями твердости и изменением структуры. На рис. 16 представлены графики изменения микротвердости по сечению стенок втулок из армко-железа при протягивании их с натягом на деформирующий элемент 0,1 *мм*. Значения суммарных натягов, для которых приведены эти графики, соответствуют тем же значениям, что и на рис. 15.

Из рис. 16 следует, что при увеличении суммарного натяга микротвердость в слоях у поверхности отверстия (на расстоянии 0,01 *мм*) остается примерно одинаковой или возрастает очень незначительно. Толщина слоя с повышенной, по сравнению с сердцевиной, микротвердостью возрастает существенно. Возрастает в свою очередь и микротвердость сердцевины.

Так, при натяге на деформирующий элемент, равном 0,05 *мм*, толщина слоя с повышенной микротвердостью возросла с 0,1 (после расточки) до 0,5 *мм* при суммарном натяге 2,0 *мм*. Микротвердость сердцевины выросла от 120—125 до 160 *кГ/мм*², т. е. в 1,3 раза.

Сводный график зависимости микротвердости сердцевины стенок втулок из армко-железа, протянутых с различными натягами на деформирующий элемент, от суммарного натяга Σa представлен на рис. 17, из которого видно,

что с увеличением суммарного натяга микротвердость сердцевины увеличивается. При этом натяг на деформирующий элемент влияния на микротвердость сердцевины не оказывает. Толщина же слоя с повышенной по сравнению с сердцевиной микротвердостью (назовем ее толщиной упрочненного слоя и обозначим $h_ц$) существенно зависит не только от суммарного натяга, но и от натяга на один деформирующий элемент (рис. 18). С ростом суммарного натяга толщина этого слоя увеличивается, и тем интенсивнее, чем меньше натяг на деформирующий элемент. Так, при $\Sigma a = 2{,}0$ *мм* толщина упрочненного слоя при протягивании с $a = 0{,}05$ *мм* составляет примерно 0,5 *мм*, а с $a = 0{,}8$ и 1,6 *мм* — примерно 0,2 *мм*, т. е. в 2,5 раза меньше: на толщину упрочненного слоя, так же как и на глубину текстурованного слоя, существенное влияние оказывает число циклов деформации. При равном суммарном натяге чем большему числу циклов деформации подвергнута поверхность, тем больше толщина упрочненного слоя. Сравнение толщин упрочненного и текстурованного слоев показывает, что они примерно равны. При этом всегда несколько больше толщина упрочненного слоя, определенная методом микротвердости. Объясняется это тем, что переход от слоя текстуры к основной зоне очень плавный и между ними нет четкой границы. Поэтому неизбежны ошибки в определении по микроструктуре толщины упрочненного слоя, причем к зоне текстуры относятся только явно

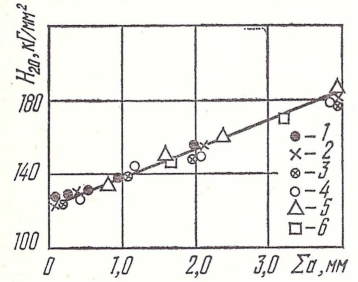


Рис. 17. Зависимость микротвердости сердцевины стенок втулок $D/d = 1{,}4$ из армко-железа от суммарного натяга:
1 — $a = 0{,}05$ *мм*; *2* — $a = 0{,}1$ *мм*; *3* — $a = 0{,}2$ *мм*; *4* — $a = 0{,}4$ *мм*; *5* — $a = 0{,}8$ *мм*; *6* — $a = 1{,}6$ *мм*.

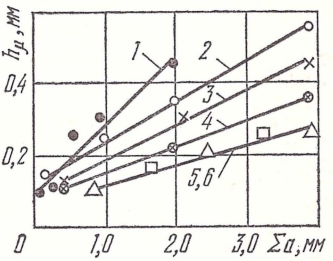


Рис. 18. Зависимость толщины слоя с повышенной твердостью от величины натяга на деформирующий элемент (армко-железо, $D/d = 1{,}4$; смазка — сульфофрезол):
1 — $a = 0{,}05$ *мм*; *2* — $a = 0{,}1$ *мм*; *3* — $a = 0{,}2$ *мм*; *4* — $a = 0{,}4$ *мм*; *5* — $a = 0{,}8$ *мм*; *6* — $a = 1{,}6$ *мм*.

деформированные зерна и не учитываются переходные, что и уменьшает величину этой зоны.

Тот факт, что поверхностная микротвердость армко-железа практически не зависит от натяга на деформирующий элемент и суммарного натяга, объясняется высокой пластической деформацией поверхностного слоя еще при обработке резанием. При деформирующем протягивании микротвердость поверхности достигает максимума при данном виде деформирования сразу же после первых проходов и затем остается неизменной.

Микротвердость сердцевины также не зависит от натяга на деформирующий элемент, но причины этого другие. Металл сердцевины, в отличие от металла поверхностных слоев, не испытывает сдвиговых деформаций, а подвергается лишь деформации растяжения, вызванной увеличением диаметра втулки при протягивании. Следовательно, степень упрочнения металла сердцевины определяется только величиной деформации растяжения, которая не зависит от величины натяга на деформирующий элемент, а определяется только суммарным натягом.

Принципиально такие же зависимости изменения структуры и микротвердости в процессе пластического деформирования при протягивании с различными номинальными натягами на деформирующий элемент и до различных суммарных натягов получены и для других сталей.

Микроструктура втулок, изготовленных из стали 20, перед протягиванием представляла собой феррит и перлит с примерно равноосной конфигурацией зерен. Микротвердость феррита и перлита соответственно равна 115—125 и 190—210 *кГ/мм*^{2}. Изучение микроструктуры втулок, протянутых с натягом на деформирующий элемент $a = 0{,}1$ *мм*, показывает, что четкая текстура наблюдается только при $\Sigma a > 1$ *мм*. При этом вытягивание ферритных зерен проявляется значительно в большей мере, чем зерен перлита. Толщина текстурованного слоя при равенстве номинальных натягов на деформирующий элемент и суммарных натягов у стали 20 примерно такая же, как у армко-железа. Однако степень вытянутости зерен у армко-железа выше. Объясняется это более высокой его пластичностью. Так, при $a = 0{,}1$ *мм* и суммарном натяге, равном 4,0 *мм*, для армко-железа наклон вытянутых осей зерен к направлению движения инструмента составляет примерно 13—14°, а для стали 20 — 20—24°.

Определенные по микроструктуре значения толщин текстурованных слоев удовлетворительно согласуются с данными, полученными при измерении микротвердости. Микротвердость стали 20 измерялась только на ферритной составляющей структуры, способность к наклепу у которой значительно выше, чем у перлита.

Изменения характера распределения микротвердости по толщине стенки и вида микроструктур втулок, протянутых с натягами на деформирующий элемент 0,05—1,6 *мм* до различных суммарных натягов, практически не отличаются от описанных для армко-железа. Отличие состоит лишь в толщинах упрочненного слоя и величинах микротвердости поверхностной зоны и сердцевины втулок.

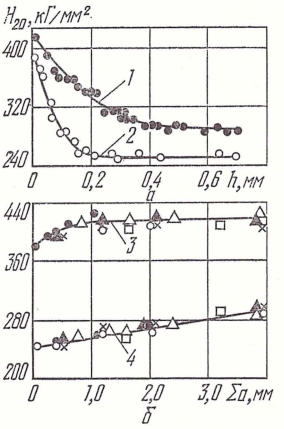


Рис. 19. Изменение микротвердости втулок из стали 45 ($D/d = 1{,}4$; смазка — сульфофрезол):

а — по сечению стенок при протягивании с $a = 0{,}1$ *мм* до суммарных натягов 4,0 (*1*) и 0,5 *мм* (*2*); *б* — на поверхности (*3*) и в сердцевине стенок (*4*).

Описанные изменения структуры и характера распределения микротвердости при протягивании менее пластичной и более прочной стали 45 происходят менее интенсивно. Микроструктура стали 45 представляет собой феррит и перлит со следами полосчатости. Размеры зерен перлита превосходят размеры зерен феррита, поэтому измерение микротвердости производилось по перлиту. Измерение микротвердости по ферритным зернам небольших размеров приводит к снижению точности получаемых результатов, вследствие частичного попадания индентора на перлитную составляющую. При протягивании с $a = 0{,}1$ *мм* втулок из стали 45 текстура наблюдается при суммарном натяге, равном 1,2 *мм*, т. е. при 12 циклах деформации. При $a > 0{,}1$ *мм*, даже при суммарных натягах, равных 4,0 *мм*, структурные изменения заключаются только в измельчении зерен. Однако кривые распределения микротвердости по толщине стенки во всем диапазоне изменения натягов на деформирующий элемент и суммарных натягов показывают наличие упрочнения. Рассмотрим графики изменения микротвердости по сечению стенок втулок из стали 45 для

суммарных натягов при $a = 0{,}1$ *мм* (рис. 19, *а*), а также сводные графики зависимости поверхностной микротвердости и микротвердости сердцевины от суммарного натяга (рис. 19, *б*). В отличие от армко-железа и стали 20 у стали 45 наблюдается тенденция к непрерывному росту микротвердости поверхностного слоя с увеличением суммарного натяга. По-видимому, это связано с тем, что у стали 45 измерение H_μ производилось по перлиту, который менее склонен к упрочнению и при рассматриваемых величинах

ТАБЛИЦА 1

Марка стали	$\Delta H_{пр}$, *кГ/мм²*	$\eta_{пов}$, %	$h_{\mu max}$, *мм*	$\eta_{серд}$, %
10	150	130	1,0	44
20	160	90	0,65	25
45	175	72	0,40	18,5
У8	170	90	0,30	31,5
38ХМЮА	90	31	0,30	7,0
Х18Н10Т	300	160	1,0	49

Σa критические пластические деформации для него не достигались. Этим же можно объяснить и относительно меньшее повышение микротвердости сердцевины втулок из стали 45 (на 20%, по сравнению с 40% для стали 20).

Такое же (на 20%) повышение микротвердости сердцевины наблюдается и у стали У8, а толщина упрочненного слоя несколько меньше, чем у стали 45. Микротвердость поверхностного слоя, так же как и у стали 45, повышается с увеличением суммарного натяга. Полученные значения микротвердости стали У8—это усредненная микротвердость ферритно-цементитной смеси. Микроструктура стали У8 представляет собой зернистый перлит. В процессе протягивания заметных изменений в структуре не наблюдается даже при малых натягах на деформирующий элемент и значительных суммарных натягах.

Таким образом, исследования структурных изменений и упрочнения втулок с $D/d \leqslant 1{,}5$ показали, что микротвердость поверхности достигает максимума после прохода через отверстие первых деформирующих элементов. В табл. 1 приведены максимальные значения характеристик упрочнения поверхности и глубины его распространения для некоторых сталей после обработки втулок из них с $D/d \leqslant 1{,}5$ деформирующими протяжками.

Упрочнение сердцевины, обусловленное деформацией растяжения стенок при раздаче, зависит только от суммарного натяга. Значение твердости сердцевины стенок втулок после упрочнения деформирующим протягиванием может быть определено по зависимости

$$H_{\mu c} = H_{\mu_0} + b\Sigma a, \qquad (4)$$

где $H_{\mu c}$ и H_{μ_0} — микротвердость сердцевины после и до протягивания, $кГ/мм^2$; b — постоянный коэффициент, равный 15 для армко-железа; 12,5 — для стали 20; 12 — для стали 45; 10 — для стали У8.

Структурные изменения и упрочнение легированных сталей будут показаны ниже при исследовании влияния различных смазок на процесс деформирующего протягивания.

2. Влияние материала и толщины стенки детали на интенсивность упрочнения и структурные изменения

Как показано выше, с увеличением суммарного натяга при протягивании происходит измельчение зерен и образование слоя текстуры. Анализ фотографий микроструктур втулок, протянутых с одинаковым натягом на деформирующий элемент и до одних и тех же суммарных натягов, показывает, что чем пластичнее сталь, тем отчетливее видно образование текстуры и выше степень упрочнения. Для углеродистых сталей степень упрочнения и толщина упрочненного слоя будут выше при меньшем содержании в них углерода. Такая закономерность была уже отмечена Е. Г. Коноваловым и В. А. Сидоренко [43] при ротационной обработке сталей. Ими же было показано, что при достижении определенной степени деформации происходит разрушение металла без пластического течения, т. е. процесс упрочнения ограничен определенной максимально возможной для данного металла степенью упрочнения. Для углеродистых сталей и сталей перлитного класса такими степенями деформаций являются 40—45% и для сталей аустенитного класса — 60—70%.

Как установлено исследованиями (см. гл. I), разрушение поверхностных слоев (шелушение) при протягивании с одинаковым натягом на деформирующий элемент для

сталей с меньшим содержанием углерода происходит при меньших суммарных натягах (меньшем числе циклов деформации). Это указывает на то, что степень деформации таких сталей при равенстве суммарных натягов выше. Например, шелушение поверхности стали 20 при протягивании с $a = 0{,}1$ *мм* наступает при $\Sigma a = 1{,}3 \div 1{,}4$ *мм* (13—14 циклов деформации), а стали 45 для тех же условий протягивания — при $\Sigma a = 1{,}8 \div 1{,}9$ *мм* (18—19 циклов). Объяснить это можно бóльшим содержанием в стали 20 ферритной структурной составляющей, которая более пластична и более склонна к наклепу.

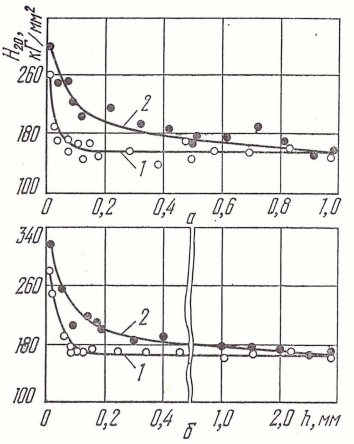


Рис. 20. Влияние толщины стенки на распределение микротвердости (феррита) в поверхностных слоях втулок из стали 20:
а — $\Sigma a = 2$ *мм*; *б* — $\Sigma a = 4$ *мм*: *1* — $t = 3{,}5$ *мм*; *2* — $t = 14$ *мм*.

При протягивании стали У8 установить шелушение поверхности микроструктурно не удалось. Объясняется это особенностью структурного строения стали, состоящей из перлита — мелкодисперсной ферритно-цементитной смеси. При этом цементитные частицы имеют незначительную деформируемость. Поэтому основная доля пластической деформации стали У8 должна приходиться на ферритную составляющую структуры и, следовательно, вызывать ее разрушение. Электронномикроскопическое исследование подтверждает указанные предположения (см. рис. 7). Существенное влияние на интенсивность структурных изменений и упрочнение оказывает не только материал детали, но и толщина стенки.

Сравнение микроструктур втулок из стали 20 с соотношением $D/d = 1{,}2;\ 1{,}4;\ 1{,}8$ ($t = 3{,}5;\ 7{,}0;\ 14{,}0$ *мм*) после протягивания с $a = 0{,}1$ *мм* показывает, что чем толще стенка, тем выше степень вытянутости зерен и глубина текстурованного слоя (рис. 20). Так, для толщины стенки $t = 3{,}5$ *мм* (*1*) структурные изменения заметны лишь при $\Sigma a = 2{,}0$ *мм*, а для $t = 14{,}0$ *мм* (*2*) — при $\Sigma a = 1{,}0$ *мм*. Результаты измерений микротвердости феррита этих вту-

лок, показанные на рисунке, подтверждают выводы микроструктурных исследований. Толщина слоя с повышенной микротвердостью возрастает с увеличением толщины стенки. Поверхностная микротвердость при толщине стенки $t = 14{,}0$ *мм* продолжает возрастать с увеличением Σa, в то время как при толщинах стенок 3,5 и 7,0 *мм* она после некоторого повышения остается примерно одинаковой.

Влияние толщины стенки на структурные изменения и упрочнение связано с изменением силовых характеристик процесса протягивания. При одном и том же натяге на деформирующий элемент и равенстве суммарных натягов сила протягивания деформирующего элемента с увеличением толщины стенки увеличивается (см. рис. 9). Следовательно, увеличиваются и удельные нагрузки в зоне контакта деформирующего элемента с деталью. Повышение давления приводит к возрастанию пластической деформации и более интенсивному образованию текстуры и упрочнения. Математическая обработка результатов исследований влияния натяга на деформирующий элемент, суммарного натяга, толщины стенки детали и твердости обрабатываемого материала на толщину упрочненного слоя позволила установить ее зависимость от указанных факторов:

$$h_{\mu} = h_{\mu_0} + \frac{0{,}274 t^3 n a^{0{,}56}}{10^3 (HB)^{0{,}16}}, \qquad (5)$$

где h_{μ} и h_{μ_0} — толщина слоя с повышенной по сравнению с сердцевиной твердостью соответственно после протягивания и предварительной обработки, *мм*; n — число циклов деформации; HB — твердость по Бринелю, *кГ/мм*^{2}.

Зависимость проверена при протягивании втулок с диаметром отверстий 20—70 *мм* со смазкой сульфофрезолом, МР-1 и МР-2.

3. Влияние свойств смазки на структурные изменения и упрочнение при деформирующем протягивании

Исследования изменений структуры и упрочнения в зависимости от натягов на деформирующий элемент, суммарных натягов, материала и толщины стенки детали, описанные выше, проведены для случая применения в качестве смазки сульфофрезола, который с успехом применяется в промышленности при протягивании деталей из

углеродистых конструкционных сталей и цветных металлов. Применение сульфофрезола при протягивании нержавеющих и труднообрабатываемых сталей оказалось невозможным из-за схватывания металла с материалом деформирующих элементов. Специальные смазки, созданные в ИСМ АН УССР, позволяют протягивать также труднообрабатываемые и нержавеющие стали. Эти смазки обладают высокими экранирующими свойствами, которые заключаются в том, что слой смазки надежно разделяет контактируемые поверхности. Сдвиговая деформация в результате сил трения в таком случае происходит в слоях смазки, не затрагивая металла, вследствие чего текстура не образуется и поверхностное упрочнение минимально. Такой является, например, смазка, состоящая из эпоксидного лака (связующего) и графита (наполнителя) [118]. Использование в качестве СОЖ этой смазки позволило избежать образования текстуры даже в очень пластичной стали 20.

Эта смазка была использована для протягивания нержавеющей стали Х18Н10Т. Структура этой стали представляет собой аустенит и карбиды с характерными для сталей данного класса линиями двойников. Неметаллические включения имеют форму вытянутых параллельных строчек. Деформирующее протягивание с $a = 0{,}1$ *мм* не оказывает заметного влияния на микроструктуру втулок до $\Sigma a = 2{,}0$ *мм*. Увеличивается лишь количество линий сдвига в некоторых зернах и повышается травимость поверхностной зоны шлифа, что указывает на наличие внутренних напряжений. Лишь при $\Sigma a = 3{,}6$ *мм* зерна поверхностной зоны приобретают определенную ориентацию. Заметные изменения в распределении микротвердости также наблюдаются лишь при $\Sigma a = 3{,}6$ *мм*.

Применение смазок, состоящих из эпоксидного лака и графита (1 : 1), из эпоксидного лака и иодистого кадмия (1 : 2) или из эпоксидного лака и дисульфида молибдена (1 : 4), позволяет полностью устранить образование текстуры при протягивании с $a = 0{,}2$ *мм* до $\Sigma a = 4{,}0$ *мм* (рис. 21, *а*, *в*, *г*). Смазки, состоящие из глицеринового эфира и отходов переработки себациновой кислоты, имеющие различные весовое соотношение и кислотное число (к. ч.), дают возможность протягивать (устраняют схватывание) втулки из стали Х18Н10Т, однако в поверхностных слоях образуется текстурованный слой. Особенно четко видна текстура после протягивания с указанной смазкой, имеющей

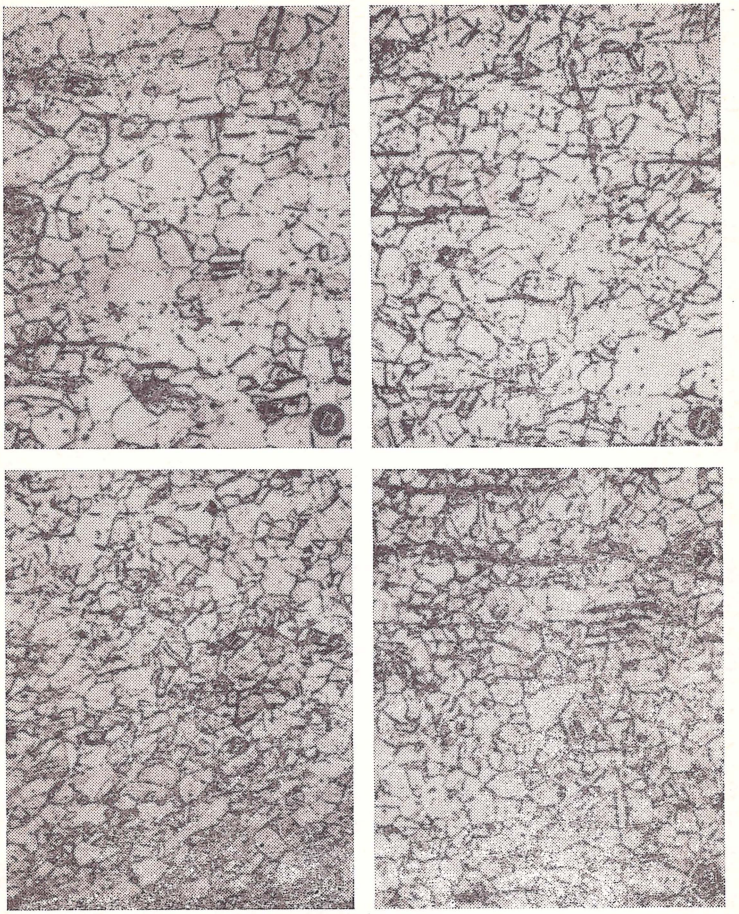


Рис. 21. Микроструктура поверхностной зоны отверстий втулок из стали Х18Н10Т (×100) после протягивания с различными смазками при $a = 0{,}2$ *мм*:

а — эпоксидный лак + пластинчатый графит, $\Sigma a = 4{,}0$ *мм*; *б* — глицериновый эфир + отходы переработки себациновой кислоты (ОПСК), $\Sigma a = 2{,}2$ *мм*; *в* — эпоксидный лак + CdJ_2, $\Sigma a = 4{,}0$ *мм*; *г* — эпоксидный лак + MoS_2, $\Sigma a = 4{,}0$ *мм*.

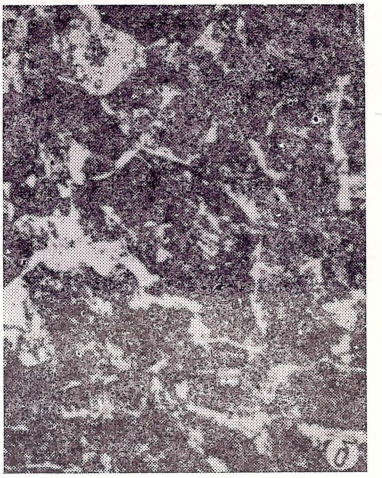


Рис. 22. Микроструктура поверхностной зоны отверстий втулок из стали 38ХМЮА (× 100) после протягивания с применением различных смазок:

а — эпоксидный лак + графит (1 : 4);
б — эпоксидный лак + MoS_2 (1 : 3);
в — сульфофрезол.

к. ч. 33 при весовом соотношении 4 : 1 (рис. 21, *б*). Увеличение содержания глицеринового эфира в смазке до соотношения 5 : 1 несколько улучшает экранирующие свойства смазки.

Влияние смазок на изменение микроструктуры и упрочнение изучалось также при протягивании стали 38ХМЮА, которая, как и сталь Х18Н10Т, с сульфофрезолом не обрабатывается. На рис. 22 показана структура втулок из 38ХМЮА после протягивания с $a = 0{,}5$ *мм* с применением различных смазок до $\Sigma a = 6{,}5$ *мм*. Как видно из рис. 22, *б*, смазка, состоящая из эпоксидного лака и дисульфида молибдена MoS_2, при весовом соотношении 1 : 3 практически не влияет на структуру (ферритно-перлитную

с преимущественным расположением феррита по границам перлитных зерен).

Смазка, состоящая из эпоксидного лака и графита (1 : 4), не устраняет взаимодействия поверхностей деформирующего элемента и втулки. В поверхностном слое зерна феррита и перлита вытягиваются и образуют текстуру. Результаты измерения микротвердости по перлитной составляющей подтверждают наличие слоя с повышенной микротвердостью. Толщина этого слоя — 0,4—0,5 *мм*. Применение в качестве смазки сульфофрезола (рис. 22, *в*) приводит к образованию заметного слоя текстуры толщиной до 1 *мм*.

Таким образом, в процессе пластической деформации, происходящей при протягивании отверстий деформирующими протяжками, поверхностные слои металла претерпевают структурные изменения, выражающиеся в образовании текстуры, а в некоторых случаях и в дроблении зерен. Текстурованный слой имеет повышенную твердость по сравнению с твердостью сердцевины. Толщину упрочненного слоя можно определить по зависимости (5). Наиболее существенное влияние на структурные изменения и упрочнение оказывают натяг на деформирующий элемент, суммарный натяг и число циклов деформации. С увеличением суммарного натяга увеличивается толщина текстурованного слоя. При равенстве суммарных натягов структурные изменения и толщина упрочненного слоя тем больше, чем меньше натяг на деформирующий элемент, т. е. чем больше число циклов деформации. При равенстве числа циклов деформации структурные изменения и упрочнение тем существенней, чем больше натяг на деформирующий элемент и суммарный натяг.

Увеличение толщины стенки при прочих равных условиях приводит к увеличению суммарных и удельных сил в зоне контакта деформирующего элемента с деталью, а это, в свою очередь, приводит к увеличению толщины слоя текстуры, а значит — толщины упрочненного слоя. Слой текстуры у обработанной поверхности является следствием сдвиговых деформаций, связанных с воздействием касательных напряжений в зоне контакта детали с инструментом. Чем меньше угол между осями вытянутых зерен текстурованного слоя металла и направлением движения инструмента, тем больше величина сдвиговой деформации. Деформация растяжения на микрошлифах не просматривается

ввиду ее сравнительно небольшой величины (не более 10%) и незначительного изменения первоначальной формы зерен. Для углеродистых конструкционных сталей структурные изменения и степень упрочнения тем больше, чем меньше содержание углерода в стали. При деформирующем протягивании максимальная твердость отмечается на поверхности, что обусловлено максимумом сдвиговой деформации на поверхности. Твердость сердцевины возрастает с увеличением суммарного натяга, обусловлена деформацией растяжения и не зависит от натяга на деформирующий элемент. Твердость сердцевины можно определить по зависимости (4). Для устранения образования текстуры и, следовательно, толщины слоя с повышенной твердостью необходимо применять большие натяги, чтобы уменьшить число циклов деформации при значительных суммарных натягах. Применение смазок с высокими экранирующими свойствами локализует сдвиговые деформации в слое самой смазки и устраняет образование текстуры и связанное с ней значительное упрочнение поверхностного слоя.

ГЛАВА III

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ I РОДА В ДЕТАЛЯХ, ОБРАБОТАННЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ ДЕФОРМИРУЮЩИМИ ПРОТЯЖКАМИ

Остаточные напряжения I рода (макронапряжения) оказывают существенное влияние на качество обработанных поверхностей и эксплуатационные свойства деталей машин. Причем, в зависимости от величины и знака остаточных напряжений, это влияние может быть положительным или отрицательным.

Так, считается установленным благоприятное воздействие на усталостную прочность сжимающих остаточных напряжений [34, 51, 57—60, 71—73 и др.]. На повышение износостойкости поверхностей при наличии сжимающих остаточных напряжений указывают авторы работ [3, 35, 38, 81, 82, 99, 101, 156].

Авторы работ [28, 143] считают, наоборот, что износостойкость повышается при наличии растягивающих остаточных напряжений, а в [25] утверждается, что знак остаточных напряжений не играет роли — важен градиент напряжений.

Таким образом, несмотря на некоторые противоречия в оценке влияния остаточных напряжений на отдельные эксплуатационные характеристики деталей машин, бесспорным остается тот факт, что знание величины и знака напряжений, остающихся в детали после различных технологических процессов обработки, является необходимым. Это поможет в каждом конкретном случае либо усиливать положительное влияние остаточных напряжений, либо уменьшать их вредное воздействие путем изменения режимов обработки или изменения технологического процесса обработки в целом.

Работ по исследованию остаточных напряжений после деформирующего протягивания, как отмечалось выше, очень мало. Поэтому нет еще удовлетворительных рекомендаций по режимам деформирующего протягивания, позволяющих получать остаточные напряжения нужной величины и знака. Считалось установленным, что в процессе дорнования (деформирующего протягивания) у поверхности образуются только сжимающие остаточные напряжения. Для определения их величины в работах [95, 98] предложена формула, которая учитывает только суммарный натяг и не учитывает величину натяга на деформирующий элемент. В гл. II показано, что при равных суммарных натягах степень деформации и упрочнения поверхностных слоев зависит от числа циклов деформации, т. е. от величины натяга на деформирующий элемент. Это дает основание предполагать, что и величина остаточных напряжений также должна зависеть от натяга на деформирующий элемент, т. е. все факторы, от которых зависит степень пластической деформации (натяг на деформирующий элемент, суммарный натяг, толщина стенки, материал детали, экранирующие свойства технологической смазки и др.), должны, по-видимому, оказывать влияние также и на остаточные напряжения.

В этой главе приводятся результаты исследований остаточных напряжений после обработки отверстий режущим инструментом и деформирующими протяжками во втулках из армко-железа, сталей 20, 45 и У8.

1. Методика определения остаточных напряжений

Остаточные напряжения определялись по методу колец и полосок, являющемся разновидностью метода Н. Н. Давиденкова [21]. Тангенциальные и осевые остаточные напряжения определялись следующим образом[1]. Кольцо шириной 10 *мм*, вырезанное из середины втулки, обработанной деформирующим протягиванием или одним из видов обработки резанием, разрезалось по образующей. После разрезки измерялись внутренний и наружный диаметры и фиксировались их изменения δ_p, возникшие в ре-

[1] В выполнении исследований по определению остаточных напряжений принимал участие Ф. П. Смагленко.

зультате разрезки. Измерения наружного диаметра и толщины стенки кольца производились микрометрами с ценой деления 0,01 *мм*, а внутреннего диаметра — нутромером с индикаторной головкой. Микрометр для измерения толщины стенки имел одну сферическую головку. Кольцо покрывалось лаком ОК-20 со всех сторон, за исключением внутренней поверхности, закреплялось одним концом в образцедержателе и опускалось в ванночку с электролитом. Для стравливания внутренних слоев применялась установка конструкции Б. А. Кравченко [52], дополнительно снабженная устройством для перемешивания электролита.

Изменения диаметра $\delta_р$ после разрезки кольца определялись из выражения $\delta_р = D_1 - D_0$ или $\delta_р = d_1 - d_0$, а изменения диаметра в процессе травления δa фиксировались с помощью тензодатчика и прибора «Motor-Kompensator», которым записывалось это изменение. Тензодатчик наклеивался на балочку, которая одним концом жестко крепилась на образцедержателе, а вторым касалась свободного конца испытуемого кольца. Тарирование перемещений свободного конца балочки производилось в специальном приспособлении с помощью микронной индикаторной головки. Скорость движения бумаги при записи составляла 40 *мм/ч*, вертикальное увеличение — 1250 раз.

В качестве электролита для травления углеродистых сталей применялся соляной раствор сернокислого цинка ($ZnSO_4$ — 100 *г/л*) и поваренной соли (NaCl — 50 *г/л*).

Осевые остаточные напряжения σ_z определялись на полосках шириной 8 *мм*, вырезанных из втулок длиной 75 *мм*, травление внутренней поверхности полоски и измерение прогиба полоски осуществлялось на той же установке и с помощью тех же приборов. Тарирование производилось в специальном приспособлении, изготовленном для полосок. Тангенциальные и осевые остаточные напряжения рассчитывались по формулам, предложенным И. А. Биргером [8].

Из предварительных опытов было установлено, что тангенциальные остаточные напряжения имеют различную величину и даже различный знак при протягивании втулок с $D/d < 1{,}6$. Увеличение толщины стенки уменьшает область образования растягивающих остаточных напряжений $\sigma_{\tau_{ост}}$. На величину и знак $\sigma_{\tau_{ост}}$ оказывают влияние натяг на деформирующий элемент, суммарный натяг, твердость обрабатываемого материала, которые и были

приняты за основные факторы. Уровни факторов и интервалы варьирования приведены в верхней части матрицы планирования (табл. 2, 3). За модель принималась нелинейная квадратичная функция [79]

$$y = b_0 + \Sigma b_i x_i + \Sigma b_{ij} x_i x_j + \Sigma b_{ii} x_i^2. \qquad (6)$$

В табл. 2, 3 приведена матрица планирования четырехфакторного эксперимента. Исследовалось влияние натяга на деформирующий элемент x_1, суммарного натяга x_2, толщины стенки x_3, твердости по Бринелю x_4 на тангенциальные остаточные напряжения у поверхности отверстий,

ТАБЛИЦА 2

Фактор	Основной уровень	Интервал варьирования	Уровень		Кодированное значение фактора
			верхний	нижний	
a, *мм*	0,4	0,3	0,7	0,1	x_1
Σa, *мм*	1,4	0,7	2,1	0,7	x_2
D/d	1,4	0,2	1,6	1,2	x_3
НВ, *кГ/мм*	140	40	180	100	x_4

обработанных деформирующими протяжками. Правая колонка $\bar{y}$, среднее арифметическое значение $\sigma_{\tau_{ост}}$ из трех рандомизированных во времени экспериментов. Необходимое число поверхностей каждого опыта, равное трем, выбиралось по рекомендациям в зависимости от доверительной поверхности $\alpha = 0{,}95$ и допустимой ошибки $\pm 3\sigma$, достаточных при исследовании процессов в технике [107]. Вычисление коэффициентов уравнения производилось по формулам:

$$b_0 = \frac{1}{N}\sum_{u=1}^{N} \bar{y}; \quad b_i = \frac{1}{N}\sum_{u=1}^{N} \bar{y}_u x_{iu}; \quad b_{ij} =$$

$$= \frac{1}{N}\sum_{u=1}^{N} y_{iu} x_{iu} x_{ju}, \qquad (7)$$

где N — число всех опытов, $N = 2^n + 2n + n_0$ (n_0 — число параллельных опытов в центре плана, т. е. на нулевом уровне); x_{iu}, x_{ju} — значения факторов x_i, x_j в u-м опыте.

Раздельная оценка коэффициентов регрессии позволяет определить влияние каждого фактора на выход функции и оценить их взаимодействие. Значения коэффициентов

ТАБЛИЦА 3

Номер опыта	x_1	x_2	x_3	x_4	$\sigma_{\tau_П}$, кГ/мм²	
					Эксперимент	Расчет
1	—	—	—	—	—10,0	—8,65
2	—	+	+	—	—15,0	—17,9
3	+	—	+	+	—1,0	—0,3
4	+	+	—	+	+5,0	+4,0
5	+	—	—	—	+28,0	+25,3
6	+	+	+	—	—5,0	—4,0
7	—	—	+	+	—28,0	—31,0
8	—	+	—	+	—25,0	—26,0
9	—	+	—	—	—12,0	—11,4
10	—	—	+	—	—25,0	—22,3
11	+	+	+	+	—7,0	—10,0
12	+	—	—	+	+20,0	+21,0
13	—	—	—	+	—20,0	—19,5
14	—	+	+	+	—35,0	—30,8
15	+	—	+	—	+3,0	+2,4
16	+	+	—	—	+10,0	+11,7
17	+	0	0	0	+5,0	+7,6
18	—	0	0	0	—18,0	—19,6
19	0	+	0	0	—8,0	—7,2
20	0	—	0	0	—1,0	—0,8
21	0	0	+	0	—12,0	—10,9
22	0	0	—	0	+3,0	+2,9
23	0	0	0	+	—8,0	—5,8
24	0	0	0	—	+4,0	+2,8
25	0	0	0	0	—2,0	—2,7
26	0	0	0	0	—1,5	—2,7
27	0	0	0	0	—3,0	—2,7
28	0	0	0	0	—1,0	—2,7
29	0	0	0	0	—2,7	—2,7

приведены ниже:

b_0	b_1	b_2	b_3	b_4	b_{11}	b_{22}
—2,71	13,66	—3,22	—6,89	—4,28	—3,29	—1,29
b_{33}	b_{44}	b_{12}	b_{13}	b_{14}	b_{23}	b_{24}
—1,29	1,21	—2,69	—2,31	1,69	1,81	—0,93

b_{34}	S_b^2	$S_{ад}^2$	$F_р/F_{табл}$	$tS(b_i)$
0,44	0,43	8,8	1,25/19,3	1,4

Адекватность полученного уравнения проверялась по критерию Фишера [2]

$$F_{расч} = \frac{S_{ад}^2}{S_{воспр}^2} \leqslant F_{табл}. \qquad (8)$$

Здесь $S^2_{ад}$ — дисперсия адекватности, $S^2_{ад} = \frac{\sum_{u=1}^{N} (\bar{y}_u - \hat{y}_u)^2}{N - m - 1}$;

$S^2_{воспр}$ — дисперсия ошибки опыта, $S^2_{воспр} = \frac{\sum_{k=1}^{m} (\bar{y}_{ku} - \hat{y}_u)^2}{m - 1}$,

где m — число параллельных опытов; y_{ku} — значение параметра в k-м параллельном опыте; y_u — значение параметра, предсказываемое уравнением для условий u-го опыта.

Коэффициенты уравнения, дисперсии адекватности и ошибки опыта, а также расчетные значения критерия Фишера определялись с помощью ЭВМ М-222.

Проверка статистической значимости коэффициентов уравнения производилась по t-критерию Стьюдента, для чего составлялось неравенство

$$b_i > S[b_i]\, t_p(f), \tag{9}$$

где $S[b_i]$ — дисперсия коэффициентов уравнения; $t_p(f)$ — коэффициент Стьюдента, определяемый по таблице для заданной вероятности и числа степеней свободы.

2. Влияние натяга на деформирующий элемент и суммарного натяга на тангенциальные и осевые остаточные напряжения

Неполные эпюры распределения тангенциальных остаточных напряжений по толщине стенок втулок из армко-железа после протягивания их до различных суммарных деформаций представлены на рис. 23. Под величиной деформации ε понимаем разность диаметров отверстия после и до прохода через него деформирующего элемента: $\varepsilon = d_2 - d_1$. Деформация равна также разности суммарного натяга и упругой усадки: $\varepsilon = \Sigma a - \Delta$.

Из рис. 23 видно, что для $a = 0{,}05$; $0{,}2$ *мм* у внутренней поверхности втулок располагаются остаточные напряжения сжатия $-\sigma_{\tau_п}$. Максимум напряжений $\sigma_{\tau_{max}}$ находится на некотором расстоянии от обработанной поверхности. С увеличением деформации при протягивании с одним и тем же натягом значения $\sigma_{\tau_п}$ и $\sigma_{\tau_{max}}$ повышаются по мере увеличения деформации. Так, при протягивании с

натягом $a = 0{,}05$ *мм* величины $\sigma_{\tau_п}$ и $\sigma_{\tau_{max}}$ увеличились соответственно от 11 до 18 и от 14 до 27 *кГ/мм²* с ростом деформации ε от 0,05 до 2,0 *мм* (рис. 23, *а*). Увеличение деформации от 0,2 до 4,0 *мм* при протягивании с натягом $a = 0{,}2$ *мм* привело к росту соответствующих напряжений от 3 до 10,5 и от 10 до 27 *кГ/мм²* (рис. 23, *б*).

С увеличением натяга на деформирующий элемент при одних и тех же деформациях σ_τ сжатия уменьшается

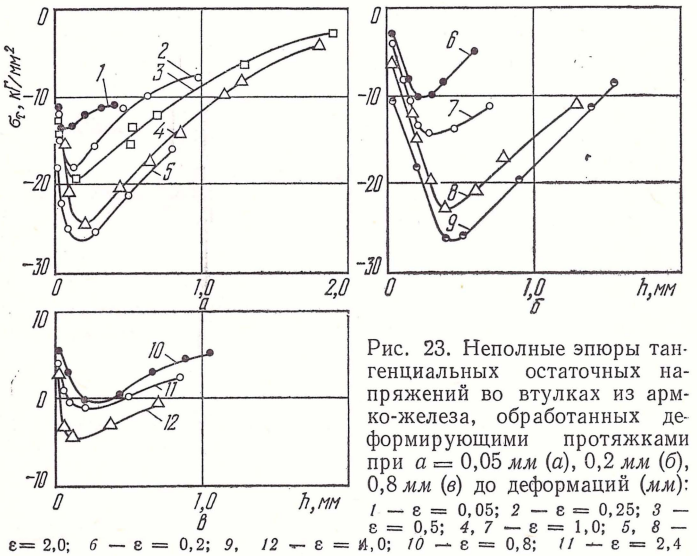


Рис. 23. Неполные эпюры тангенциальных остаточных напряжений во втулках из армко-железа, обработанных деформирующими протяжками при $a = 0{,}05$ *мм* (*а*), 0,2 *мм* (*б*), 0,8 *мм* (*в*) до деформаций (*мм*): *1* — ε = 0,05; *2* — ε = 0,25; *3* — ε = 0,5; *4*, *7* — ε = 1,0; *5*, *8* — ε = 2,0; *6* — ε = 0,2; *9*, *12* — ε = 4,0; *10* — ε = 0,8; *11* — ε = 2,4

Дальнейшее возрастание натяга на деформирующий элемент приводит к появлению у обработанной поверхности растягивающих тангенциальных остаточных напряжений. Так, для армко-железа уже при натяге $a = 0{,}4$ *мм* у обработанной поверхности образуются растягивающие остаточные напряжения $\sigma_{\tau_п} = 15$ *кГ/мм²*. Величина растягивающих напряжений в этом случае по мере увеличения суммарной деформации постепенно уменьшается, переходит через нуль и меняет свой знак на противоположный. Например, при ε = 0,4 *мм* $\sigma_{\tau_п}$ и $\sigma_{\tau_{max}}$ положительны, а при ε = 4,0 *мм* значения $\sigma_{\tau_п}$ становятся отрицательными. Однако при увеличении натягов до 0,8 и 1,6 *мм* растягивающие остаточные напряжения у обработанной поверхности остаются

даже при суммарной деформации, равной 3,2 и 4,0 *мм* (рис. 23, *в*).

Наибольший интерес представляют остаточные напряжения у поверхности отверстия. На рис. 24 приведен сводный график, показывающий влияние натяга на тангенциальные остаточные напряжения у поверхности отверстий втулок, обработанных деформирующими протяжками. Из графика отчетливо видно, что эти напряжения, отрицательные при малых натягах, уменьшаются и переходят в положительные при увеличении натяга. С увеличением деформации при постоянном натяге отрицательные напряжения возрастают, а положительные — уменьшаются. Это не совпадает с мнением авторов работы [95], утверждающих, что величина остаточных напряжений не зависит от натяга на деформирующий элемент, а зависит только от суммарной деформации, и считающих, что на внутренней поверхности втулки могут быть лишь напряжения сжатия. Эти утверждения связаны с ошибочным допущением, что процесс деформирующего протягивания может быть отождествлен с процессом деформирования трубы внутренним давлением. Такое допущение, по-видимому, является неправомерным, так как не учитывает сдвиговых деформаций в поверхностном слое.

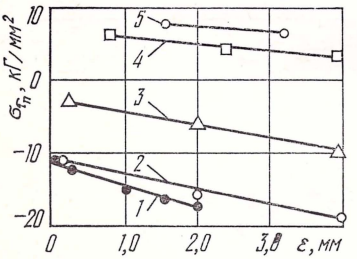


Рис. 24. Зависимость тангенциальных остаточных напряжений у поверности отверстий втулок из армко-железа ($D/d = 1{,}4$) от величины натяга на деформирующий элемент и суммарной пластической деформации:
1 — $a = 0{,}05$ *мм*; *2* — $a = 0{,}1$ *мм*; *3* — $a = 0{,}2$ *мм*; *4* — $a = 0{,}8$ *мм*; *5* — $a = 1{,}6$ *мм*.

На рис. 25 представлены зависимости тангенциальных остаточных напряжений от натяга на деформирующий элемент 0,05 *мм* (*а*), 0,4 *мм* (*б*), 1,6 *мм* (*в*) и 0,8 *мм* (*г*) и суммарной пластической деформации при протягивании втулок ($D/d = 1{,}4$) из стали 20. Остаточные напряжения во втулках из стали 20 имеют принципиально те же зависимости от натяга на деформирующий элемент и суммарной пластической деформации, что и во втулках из армко-железа. Они уменьшаются с увеличением натягов и для больших натягов становятся положительными. Отрицательные возрастают по абсолютной величине, а положительные уменьшаются с

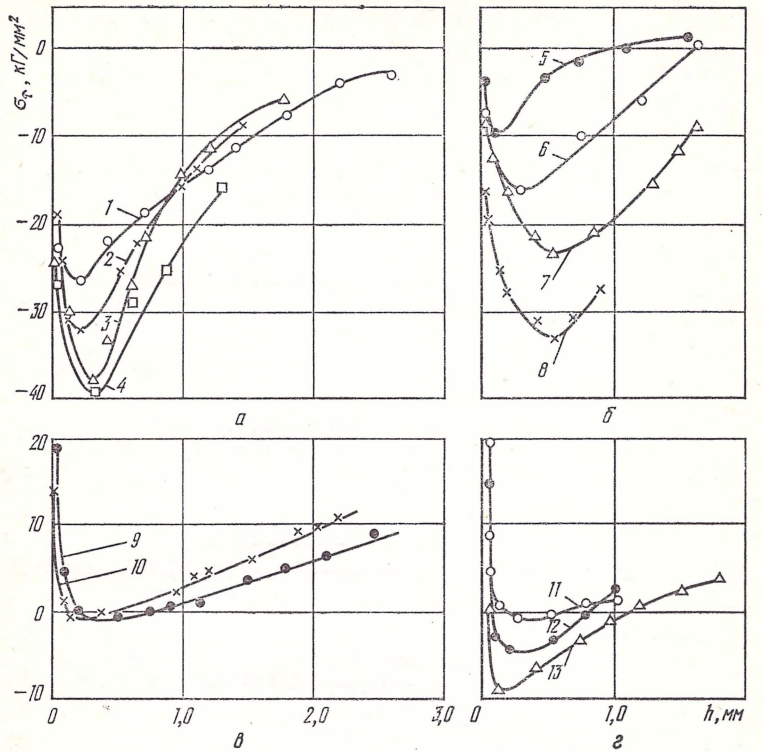


Рис. 25. Неполные эпюры тангенциальных остаточных напряжений во втулках после обработки деформирующими протяжками и до деформаций (*мм*):

1 — ε = 0,2; *2* — ε = 0,5; *3* — ε = 1,0; *4* — ε = 1,85; *5* — ε = 0,4; *6* — ε = 1,2; *7* — ε = 2,8; *8* — ε = 3,6; *9*, *12* — ε = 1,6; *10* — ε = 3,2; *11* — ε = 0,8; *13* — ε = 4,0.

повышением степени деформации. Но при одинаковых значениях деформаций и натягов значения $\sigma_{\tau_п}$ и $\sigma_{\tau_{max}}$ во втулках из стали 20 выше, чем во втулках из армко-железа.

Так, при натяге на деформирующий элемент $a = 0{,}05$ *мм* и ε = 1,0 *мм* у поверхности отверстия втулки из стали 20 значение $\sigma_{\tau_п} = -24{,}5$ *кГ/мм²* (рис. 25, *а*), а у втулки из армко-железа — $\sigma_{\tau_п} = -15$ *кГ/мм²* (рис. 23, *а*, кривая *4*).

Значение натяга, при котором у поверхности отверстия образуются растягивающие остаточные напряжения для стали 20, также выше. Как видно из рис. 25, *б*, для *а* =

= 0,4 *мм* при всех значениях деформации σ_τ имеет отрицательный знак (для армко-железа при $a = 0{,}4$ *мм* значение $\sigma_{\tau_п} = 15$ *кГ/мм*^{2}). Только при $a = 0{,}8$ *мм* на деформирующий элемент σ_τ у поверхности становятся растягивающими.

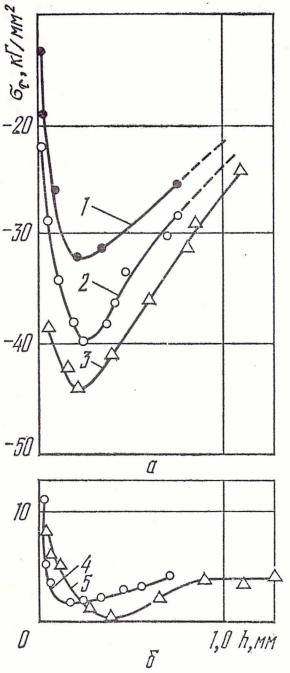


Рис. 26. Неполные эпюры σ_τ во втулках из стали 45 после обработки деформирующими протяжками с натягами 0,1 *мм* (*а*) и 1,6 *мм* (*б*) до деформаций (*мм*):

1 — ε = 0,5; *2* — ε = 1,2; *3* — ε = 4,0; *4* — ε = 1,6; *5* — ε = 3,2.

Аналогичные закономерности получены авторами и для более прочных сталей 45 (рис. 26) и У8 (рис. 27), но здесь абсолютные значения σ_τ при одинаковых деформациях и натягах еще выше. Так, для стали 45 при ε = 1,0 *мм* и a = = 0,05 *мм* $\sigma_{\tau_п} = -30$ *кГ/мм*^{2} по сравнению с —15 и —24 *кГ/мм*^{2} для аналогичных натяга и деформации при протягивании армко-железа и стали 20.

Из рис. 26, 27 видно, что на величину σ_τ оказывает влияние не только величина деформации, но и число циклов деформации. Причем последнее, т. е. величина натяга на деформирующий элемент, оказывает большее влияние, чем суммарная деформация. Так, одна и та же величина σ_τ получена применением натягов a = = 0,05 *мм* при ε = 2,0 *мм* (число циклов равно 40 (рис. 23, *а*, кривая *5*)) и $a = 0{,}1$ *мм* при ε = 4,0 *мм* (число циклов равно 40), т. е. при деформации, в два раза большей. Отсюда следует, что равенство суммарных деформаций не означает равенства остаточных напряжений.

Объяснить это можно тем, что с увеличением числа циклов возрастает сдвиговая деформация в поверхностных слоях металла. Толщина слоя, получившего сдвиговую деформацию (текстурованного слоя), с увеличением числа циклов деформации увеличивается (см. рис. 15, 18). При этом интенсивность сдвиговых деформаций по мере приближения к поверхности увеличивается. Возрастает, следовательно, и неравномерность деформации по сечению стенки:

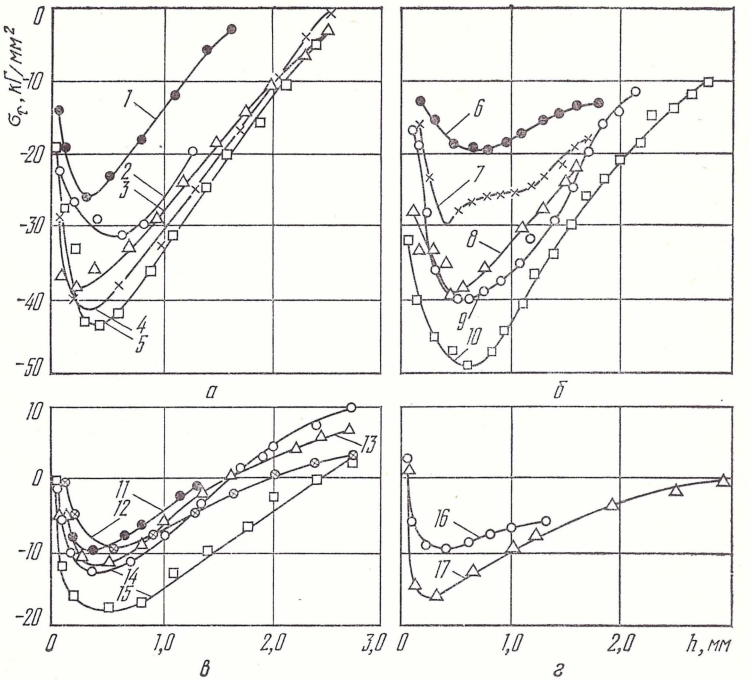


Рис. 27. Неполные эпюры σ_τ во втулках из стали У8 после деформирующего протягивания с натягами 0,2 *мм* (*а*); 0,4 *мм* (*б*); 0,8 *мм* (*в*) и 1,6 *мм* (*г*) до деформаций (*мм*):

1, *6* — $\varepsilon = 0{,}4$; *2* — $\varepsilon = 1{,}0$; *3*, *8* — $\varepsilon = 2{,}0$; *4*, *9* — $\varepsilon = 2{,}8$; *5*, *10* — $\varepsilon = 3{,}6$; *7* — $\varepsilon = 1{,}2$; *11* — $\varepsilon = 0{,}8$; *12*, *16* — $\varepsilon = 1{,}6$; *13* — $\varepsilon = 2{,}4$; *14*, *17* — $\varepsilon = 3{,}2$; *15* — $\varepsilon = 4{,}0$.

в поверхностных слоях фактическая деформация (в результате сдвига) выше деформации (растяжения) остальной части сечения. Это и является причиной образования значительных по величине остаточных напряжений. Влияние температуры на процесс формирования остаточных напряжений отсутствовало, так как она не превышала 250° С и фазовых превращений при этих температурах не происходило. Однако влияние температуры на процесс деформации и формирования остаточных напряжений при протягивании может проявляться в ее воздействии на свойства применяемых смазок и тем самым на величину сил трения и адгезии, т. е. в конечном счете сказаться на интенсивности сдвиговых деформаций. Поэтому необходимо, чтобы температуры

возгорания этих смазок были выше указанных. С увеличением натяга на деформирующий элемент уменьшается доля сдвиговой деформации относительно к общей и увеличивается значение внеконтактной деформации. Внешним признаком распределения соотношений контактной и внеконтактной деформаций является усадка отверстия после прохождения деформирующего элемента.

На рис. 28 представлены зависимости усадки отверстий втулок из армко-железа, сталей 20, 45 и У8 от величины натяга на деформирующий элемент при деформации $\varepsilon = 1{,}6$ *мм*. Из графиков видно, что при одной и той же деформации, равной 1,6 *мм*, усадка изменяется в широких пределах от положительных значений до отрицательных.

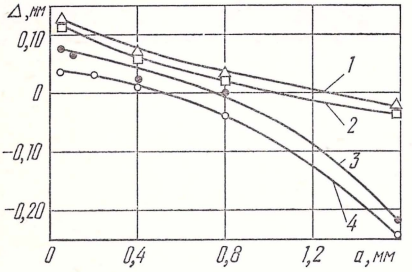


Рис. 28. Зависимость усадки отверстия Δ от величины применяемого натяга:

1 — сталь У8; *2* — сталь 45; *3* — сталь 20; *4* — армко-железо.

Характер изменения усадки для всех исследуемых материалов одинаков: с увеличением натяга усадка уменьшается, т. е. диаметр отверстия приближается по своему значению к диаметру деформирующего элемента, становится равной нулю ($d = d_{д.э}$) и переходит в область отрицательных значений. Отрицательная усадка означает, что диаметр отверстия стал больше диаметра деформирующего элемента, прошедшего через это отверстие ($d > d_{д.э}$), т. е. произошла разбивка отверстия.

Значения натягов, свыше которых происходит разбивка отверстия, различны для разных материалов. Так, для армко-железа и стали 20 они находятся в области 0,6—0,7 *мм*, для сталей 45 и У8 — 1,0—1,2 *мм* (для $D/d \leqslant 1{,}4$ и суммарной деформации 1,6 *мм*).

Показанное на рис. 28 изменение усадки от натяга на деформирующий элемент будет иметь место и для других (больших или меньших) суммарных деформаций, но величины усадки могут иметь иные значения. Зависимость усадки от натяга на деформирующий элемент объясняется наличием внеконтактной деформации и влиянием натяга на ее величину. При этом переход значений усадки через нуль

происходит при бо́льших значениях натяга, чем аналогичный переход $\sigma_{\tau_п}$ от отрицательных значений до положительных. Растягивающие остаточные напряжения у поверхности появляются и при усадках, равных нулю, и даже при незначительных положительных усадках.

Таким образом, наличие разбивки отверстия (и даже равенство усадки нулю) свидетельствует о том, что в этом

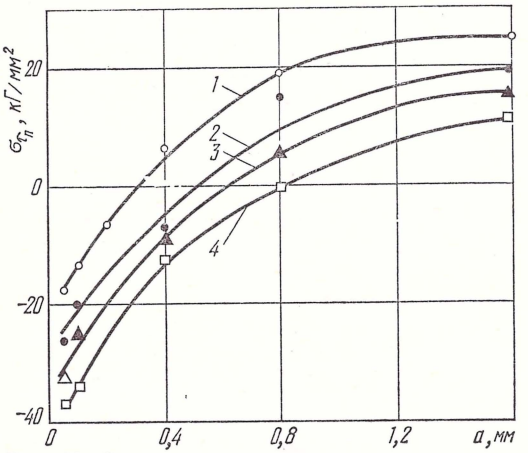


Рис. 29. Зависимость величины $\sigma_{\tau_п}$ от натяга на деформирующий элемент ($D/d = 1{,}4$):
1 — армо-железо; *2* — сталь 20; *3* — сталь 45; *4* — сталь У8.

случае у обработанной протягиванием поверхности отверстия образовались растягивающие остаточные напряжения.

Кроме того, при разрезке по образующей кольца, вырезанного из втулки, имевшей разбивку отверстия, оно сжимается (уменьшается его диаметр), т. е. $\delta_р < 0$. Это является надежным свидетельством наличия растягивающих остаточных напряжений у обработанной деформирующим протягиванием поверхности.

На рис. 29 представлены зависимости величины и знака $\sigma_{\tau_п}$ от применяемого натяга при постоянной деформации ($\varepsilon = 1{,}6$ *мм*) втулок из армко-железа и сталей 20, 25, У8. Из графика видно, что при одной и той же деформации на обработанной деформирующими протяжками поверхности втулок остаточные напряжения могут быть различных величины и знака в зависимости от применяемого натяга.

Сопоставление графиков зависимости усадки и $\sigma_{\tau_{\text{п}}}$ от натяга (рис. 28 и 29) показывает, что случаям разбивки отверстий после протягивания соотвествуют растягивающие остаточные напряжения у поверхности.

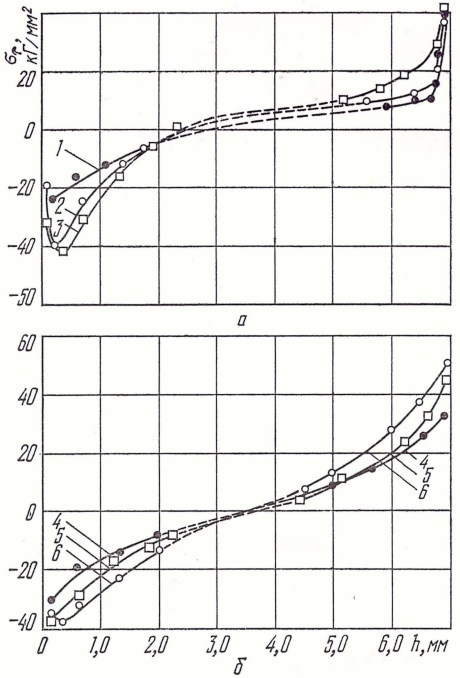


Рис. 30. Полные эпюры распределения σ_τ по сечению стенок втулок ($D/d = 1{,}4$) после протягивания (*мм*):
1 — $\varepsilon = 0{,}3$; *2* — $\varepsilon = 2{,}0$; *3* — $\varepsilon = 4{,}0$; *4* — $\varepsilon = 0{,}25$; *5* — $\varepsilon = 0{,}5$; *6* — $\varepsilon = 1{,}0$.

Приведенные на рис. 23—27 неполные эпюры распределения тангенциальных остаточных напряжений в стенках втулок из армко-железа, сталей 20, 45, У8 должны свидетельствовать о том, что в слоях, примыкающих к наружному диаметру втулок, должны быть напряжения противоположного знака. Это вытекает из условия равновесия [8, 11, 21 и др.], согласно которому окружные (тангенциальные) остаточные напряжения уравновешиваются вдоль радиуса цилиндра.

На рис. 30 представлены полные эпюры распределения тангенциальных остаточных напряжений по сечению стенок втулок из сталей 20 (*а*) и У8 (*б*) после протягивания их с натягами, равными соответственно 0,1 и 0,05 *мм*. Эпюры построены по результатам измерений напряжений в кольцах, вырезанных из одной и той же втулки при травлении их изнутри и снаружи и наложении этих неполных эпюр.

Как видно из рисунка, для указанных сталей и для различных суммарных натягов (деформаций) условие равновесия выполняется с высокой точностью. Так, для стали У8 при $a = 0{,}05$ *мм* и $\varepsilon = 0{,}25$ *мм* (рис. 30, *б*, кривая *4*) положительная часть площади эпюры, заключающаяся между кривой и осью абсцисс, равна 843, а отрицательная — 820 *мм*^{2} (расхождение — 2,8%). Аналогичные площади эпюр для втулки из стали 20 при $a = 0{,}1$ *мм*; $\varepsilon = 0{,}30$ *мм* (рис. 30, *а*, кривая *1*) равны соответственно 534 и 532 *мм*^{2}. Это свидетельствует об удовлетворительной точности определения тангенциальных остаточных напряжений.

Для анализа влияния различных факторов на тангенциальные остаточные напряжения был проведен полный факторный эксперимент (2^4) с достройкой плана для отыскания коэффициентов при квадратичных членах полинома (см. табл. 2, 3). Интервалы варьирования были взяты такими, что у поверхности отверстий могут образоваться как сжимающие, так и растягивающие $\sigma_{\tau_п}$. После определения коэффициентов регрессии результаты эксперимента представляются следующей интерполяционной зависимостью:

$$\sigma_{\tau_п} = -2{,}71 + 13{,}33x_1 - 3{,}22x_2 - 6{,}89x_3 - 4{,}28x_4 - $$
$$- 3{,}29x_1^2 - 1{,}29x_2^2 - 1{,}29x_3^2 + 1{,}21x_4^2 - 2{,}69x_1x_2 - 2{,}31x_1x_3 +$$
$$+ 1{,}69x_1x_4 + 1{,}81x_2x_3 - 0{,}93x_2x_4 + 0{,}44x_3x_4. \qquad (10)$$

Из уравнения (10) видим, что величина и знак коэффициента при x_1 свидетельствуют о преимущественном влиянии натяга на растягивающие $\sigma_{\tau_п}$. Суммарный натяг x_2, толщина стенки x_3 и твердость по Бринелю x_4 при своем увеличении способствуют росту сжимающих тангенциальных остаточных напряжений — $\sigma_{\tau_п}$. При этом толщина стенки влияет на $-\sigma_{\tau_п}$ в большей мере, чем суммарный натяг и твердость материала. Влияние на $\sigma_{\tau_п}$ натяга на деформирующий элемент объясняется тем, что с его ростом уменьшается упругая усадка отверстия (и даже переходит

в разбивку), увеличивается роль внеконтактной деформации в формировании остаточных напряжений.

Анализ уравнения (10) показывает его четкое соответствие результатам однофакторных «классических» экспериментов и физическому смыслу: рост числа циклов, толщины стенки и твердости материала способствуют пластической деформации поверхностного слоя и, следовательно, росту—$\sigma_{\tau_п}$;

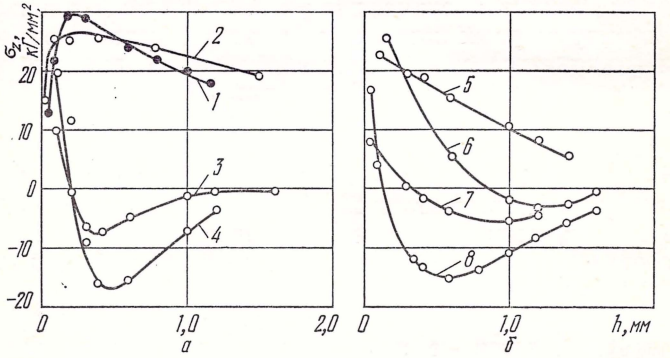


Рис. 31. Неполные эпюры распределения σ_z по сечению стенок втулок ($D/d = 1{,}4$) после протягивания сталей 45 (*а*) и У8 (*б*) (*мм*):

1 — $a = 1{,}6$, $\Sigma a = 1{,}6$; *2* — $a = 1{,}6$, $\Sigma a = 3{,}2$; *3* — $a = 0{,}1$, $\Sigma a = 0{,}5$; *4* — $a = 0{,}1$, $\Sigma a = 4{,}0$; *5* — $a = 0{,}4$, $\Sigma a = 0{,}4$; *6* — $a = 0{,}4$, $\Sigma a = 4{,}0$; *7* — $a = 0{,}1$, $\Sigma a = 0{,}5$; *8* — $a = 0{,}1$, $\Sigma a = 4{,}0$ *мм*

увеличение натяга уменьшает удельные нагрузки и область образования сжимающих остаточных напряжений [1].

На рис. 31 представлены эпюры распределения осевых остаточных напряжений σ_z по толщине стенок втулок из сталей 45, У8. Осевые остаточные напряжения являются растягивающими, а величина этих напряжений при протягивании с натягами 0,05—0,4 *мм* составляет 20—60% абсолютной величины тангенциальных напряжений. С увеличением числа циклов деформации (при протягивании с постоянным натягом) σ_z увеличивается и одновременно уменьшается глубина залегания растягивающих напряжений (переход растягивающих σ_z в сжимающие происходит

[1] Проведенные в ИСМ АН УССР исследования показали, что с увеличением натяга на деформирующий элемент сила протягивания возрастает медленнее, чем площадь контакта деформирующего элемента с обрабатываемым изделием, а это приводит к уменьшению удельной нагрузки.

на меньшей глубине) и увеличивается максимальное значение сжимающих σ_z. При протягивании с натягами $a \geqslant$ $\geqslant 0{,}4$ *мм* величина растягивающих σ_z у обработанной поверхности растет, и при $a = 1{,}6$ *мм* они становятся соизмеримыми с тангенциальными. В этом случае у поверхности образуются только растягивающие остаточные напряжения как σ_τ, так и σ_z.

3. Влияние толщины стенки детали на тангенциальные остаточные напряжения

Исследование влияния толщины стенки на тангенциальные остаточные напряжения после обработки твердосплавными деформирующими протяжками проведено на сталях 20 и У8. Толщина стенки t изменялась от 3,5 ($D/d =$ $= 1{,}2$) до 14 *мм* ($D/d = 1{,}8$). Расчет σ_z при $t = 14$ *мм* производился по формулам для толстостенных цилиндров [8].

На рис. 32 представлена зависимость $\sigma_{\tau_п}$ от толщины стенки втулок из сталей 20 (*а*) и У8 (*б*) для $d_0 = 35{,}0$ *мм* при протягивании с натягами на деформирующий элемент, равными соответственно 0,05 и 0,1 *мм*. Такая величина натягов бралась потому, что применение более крупных натягов при протягивании толстостенных деталей нецелесообразно.

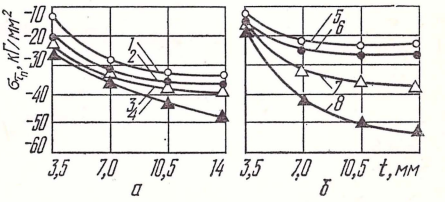


Рис. 32. Зависимость $\sigma_{\tau_п}$ от толщины стенки t после протягивания до деформаций (*мм*):

1, 3 — $\varepsilon = 0{,}3$; *2, 4* — $\varepsilon = 4{,}0$; *5, 7* — $\varepsilon =$ $= 0{,}25$; *6, 8* — $\varepsilon = 1{,}0$; *1, 3, 5, 7* — $\sigma_{\tau_п}$; *2, 4, 6, 8* — $\sigma_{\tau_{max}}$.

Закономерности изменения σ_τ по сечению стенок втулок по мере увеличения деформации такие же, как и при толщине стенки $t = 7$ *мм* ($D/d = 1{,}4$) (см. рис. 23—27), отличием является лишь то, что с уменьшением толщины стенки значения $\sigma_{\tau_п}$ и $\sigma_{\tau_{max}}$ понижаются. Из этих рисунков видно, что с увеличением толщины стенки увеличиваются сжимающие остаточные напряжения. При больших толщинах стенок описанная выше схема появления растягивающих напряжений (для $D/d = 1{,}4$) у поверхности практически невозможна, поскольку невозможно применение очень больших натягов.

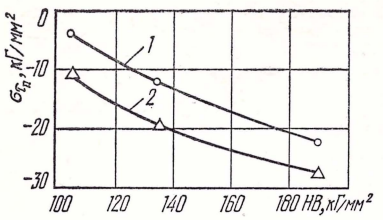


Рис. 33. Зависимость $\sigma_{\tau_п}$ от твердости углеродистых сталей:
1 — ε = 1 *мм*; *2* — ε = 4,0 *мм*.

Повышение твердости обрабатываемого металла, как видно из рис. 23—27, приводит к увеличению значений остаточных напряжений при равенстве деформаций и применяемых натягов. Это четко видно из рис. 33, где показана зависимость тангенциальных остаточных напряжений у поверхности отверстия от твердости углеродистых сталей после протягивания втулок (D/d = 1,4) с натягом 0,2 *мм* до деформаций ε = = 1,0 и 4,0 *мм*.

4. Сравнительный анализ остаточных напряжений I рода после обработки режущим инструментом и твердосплавными деформирующими протяжками

Основными причинами, вызывающими остаточные напряжения при обработке металлов резанием, являются пластическая деформация поверхностных слоев металла, их нагрев, силовое воздействие инструмента, фазовые превращения, приводящие к образованию различных структур [11, 36, 37, 58, 112 и др.].

В зависимости от режимов резания и метода обработки каждая из указанных причин или совокупность их могут оказать преобладающее влияние на величину, знак и характер распределения остаточных напряжений.

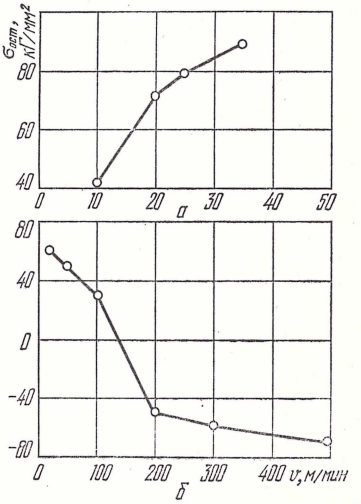


Рис. 34. Влияние скорости резания на остаточные напряжения [73] при точении сплава ЭИ437Б (*а*) и стали 30ХГС (*б*).

Анализ влияния метода и режима обработки резанием на остаточные напряжения I рода проведен по работам А. А. Маталина [71—74], Г. В. Карпенко [36, 37], Б. А. Кравченко [51], а также, частично, по результатам исследований, проведенных авторами.

Из режимов резания большое влияние на остаточные напряжения I рода оказывает скорость резания, влияние которой проявляется через количество выделившегося тепла и продолжительность его воздействия на обрабатываемый материал.

На рис. 34 [73] показано повышение остаточных напряжений растяжения с увеличением скорости резания при точении жаропрочного сплава ЭИ437Б. При точении стали, воспринимающей закалку (30ХГС), с увеличением скорости резания $\sigma_{ост}$ снижаются, а затем при $v > 140$ *м/мин* становятся сжимающими (рис. 34, *б*) [73].

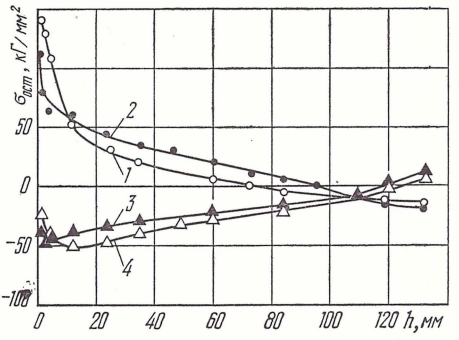


Рис. 35. Влияние режимов резания при точении сталей 45 (*1*, *2*) и 40Х (*3*, *4*) на осевые остаточные напряжения [37]:
1, *2* — $v = 62$ *м/мин*, $s = 2$ *мм/об*; *3*, *4* — $v = 125$ *м/мин*, $s = 0{,}33$ *мм/об*.

Из работы [37] (рис. 35) видно, что при силовом резании (резании с большими подачами) сталей 45 и 40Х у обработанной поверхности образуются остаточные осевые напряжения растяжения, а при скоростном — напряжения сжатия.

При обычном точении ($v = 100$ *м/мин*, $s \leqslant 0{,}5$ *мм/об*; $t \leqslant 0{,}5$ *мм*) образуются небольшие сжимающие осевые напряжения. Эта закономерность сохранялась при обработке стали 45 с различной структурой. Структурное состояние влияло только на величину напряжений.

В этой же работе [37] показано влияние технологической наследственности на остаточные напряжения. Так, в образцах, прошлифованных после скоростного точения, наблюдались остаточные осевые напряжения сжатия, а в образцах, шлифованных после силового точения,— напряжения растяжения (рис. 36).

Увеличение подачи при точении приводит к росту пластической деформации металла, вызываемой действием силового поля [74]. Поэтому при точении пластичных материалов с увеличением s возрастают растягивающие остаточные напряжения, а при точении малопластичных — увеличиваются сжимающие остаточные напряжения.

Из геометрических параметров режущего инструмента наибольшее влияние на остаточные напряжения оказывает передний угол. С переходом от положительных его значений к отрицательным растягивающие остаточные напряжения уменьшаются и переходят в сжимающие [51].

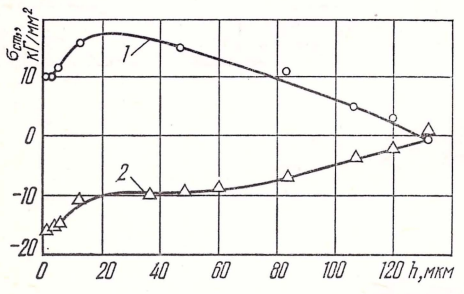


Рис. 36. Эпюры осевых остаточных напряжений в образцах из стали 45, прошлифованных после скоростного ($v = 125$ *м/мин*, $s = 0{,}33$ *мм/об*) (*2*) и силового ($v = 62$ *м/мин*, $s = 2{,}0$ *мм/об*) (*1*) точений [37].

Закономерности образования и изменения остаточных напряжений при шлифовании, по данным [74], сводятся к следующему. Все факторы, вызывающие повышение температуры поверхностного слоя (ухудшение охлаждения, уменьшение теплопроводности обрабатываемого материала, увеличение скорости вращения круга, затупление, засаливание круга, повышение его твердости, увеличение глубины шлифования и подачи, снижение скорости изделия), увеличивают остаточные напряжения растяжения или уменьшают величину остаточных напряжений сжатия. И наоборот, снижение нагрева зоны шлифования и увеличение силового воздействия абразивных зерен, вызывающие пластическую деформацию поверхностного слоя (увечение глубины и подачи шлифования при хорошем отводе тепла, применение кругов и алмазных кругов с хорошим теплоотводом, увеличение скорости изделия и уменьшение скорости круга, применение выглаживания), способствуют уменьшению тепловых растягивающих и увеличению сжимающих остаточных напряжений.

На рис. 37 по данным П. И. Ящерицына [73] показано, что увеличение скорости вращения круга приводит к росту

растягивающих остаточных напряжений, а увеличение скорости вращения изделия уменьшает их.

При шлифовании металлов, склонных к фазовым превращениям, увеличение нагрева детали может вызвать структурные изменения и связанные с этим остаточные напряжения различного знака.

При всех доводочных процессах обработка ведется на низких скоростях и при незначительных давлениях, по-

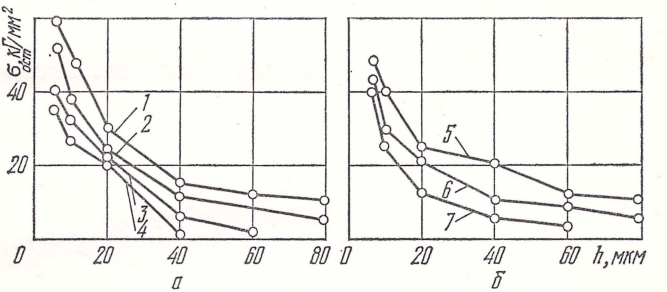


Рис. 37. Зависимость остаточных напряжений [73] от скорости вращения детали (*а*) и круга (*б*):
1 — $v_д$ = 26 *м/мин*; *2* — $v_д$ = 36 *м/мин*; *3* — $v_д$ = 73 *м/мин*; *4* — $v_д$ = 100 *м/мин*; *5* — $v_{кр}$ = 40 *м/сек*; *6* — $v_{кр}$ = 30 *м/сек*; *7* — $v_{кр}$ = 20 *м/сек*.

этому нет причины для образования тепловых остаточных напряжений. В результате пластической деформации и наклепа поверхностного слоя в нем возникают остаточные напряжения сжатия, соизмеримые, как указывает автор работы [74], с напряжениями, возникающими при других методах механической обработки. Полученные авторами результаты исследований остаточных напряжений в деталях после обработки отверстий резанием согласуются с приведенными выше данными работ [36, 37, 51, 72—74].

На рис. 38 даны неполные эпюры тангенциальных остаточных напряжений во втулках из сталей 20, 45, У8 после их обработки растачиванием, зенкерованием, развертыванием и режущим протягиванием. Из рисунка видно, что после расточки на скорости v = 100 *м/мин* с подачей s = = 0,15 *мм/об* у поверхности отверстия образуются растягивающие тангенциальные остаточные напряжения (кривая *1* — сталь 45, кривая *2* — сталь У8).

После развертывания отверстия втулки из стали 20 на скорости v = 1,5 *м/мин* с подачей s = 0,21 *мм/об* у обработанной поверхности появляются сжимающие тангенци-

альные остаточные напряжения (кривая *4*). Сжимающие остаточные напряжения у поверхности образуются также при обработке зенкером на тех же режимах, что и при развертывании при $v = 1{,}5$ *м/мин*; $s = 0{,}21$ *мм/об* (кривая *5*). Увеличение скорости резания при зенкеровании до 25 *м/мин* и глубины резания до 0,3 *мм* привело к образованию растягивающих остаточных напряжений у обработанной поверхности (кривая *3*). Объясняется это, по-видимому, тем, что с увеличением скорости резания повышается температура в зоне резания и доминирующими являются тепловые остаточные напряжения.

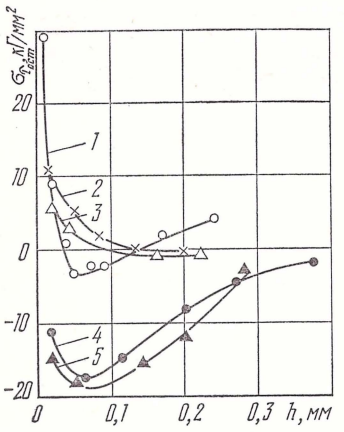


Рис. 38. Неполные эпюры $\sigma_{\tau_{ост}}$ во втулках:

1, 2 — расточка; *3* — черновое зенкерование; *4* — развертывание; *5* — чистовое зенкерование.

При обработке отверстий режущими протяжками, когда скорость резания невелика ($v = 5$ *м/мин*), причиной образования растягивающих тангенциальных остаточных напряжений является силовое поле.

Таким образом, анализ литературных данных по изучению остаточных напряжений после обработки металлов резанием показывает, что они могут иметь различные величину и знак в зависимости от свойств обрабатываемого материала и режимов обработки. При обработке пластичных металлов и сплавов резанием со снятием сливной стружки превалирующее воздействие оказывает «напряженное поле стружки», формирующее остаточные напряжения растяжения, а всякое увеличение усилий резания приводит к росту растягивающих напряжений [74], т. е. изменение режимов резания с целью увеличения производительности обработки (увеличение подачи с целью увеличения объема снимаемой стружки) в данном случае приведет к образованию растягивающих остаточных напряжений. Эти растягивающие остаточные напряжения могут остаться и после последующей операции (например, шлифования) [74].

Пластичные металлы и сплавы являются наиболее приемлемыми для операции деформирующего протягивания.

Остаточные напряжения после обработки деформирующими протяжками, как показано в предыдущем параграфе данной главы, в подавляющем числе случаев являются сжимающими. При этом напряжения сжатия образуются независимо от величины и знака остаточных напряжений перед операцией деформирующего протягивания [19].

Величина и знак остаточных напряжений регулируются очень просто изменением режимов протягивания (натягов на деформирующий элемент и суммарных натягов) при сохранении высокой производительности обработки.

Глубина залегания остаточных напряжений после деформирующего протягивания, по сравнению с таковой после обработки различными методами резания, очень большая и достигает нескольких миллиметров (рис. 23—27). Данное обстоятельство, наряду с низкой шероховатостью поверхности (см. гл. I) и наклепом (см. гл. II), может сыграть положительную роль в повышении усталостной прочности и износостойкости деталей.

Таким образом, при $D/d \leqslant 1{,}4$ для всех исследуемых материалов (сталей 20, 45, У8, армко-железа) после обработки деформирующими протяжками у обработанной поверхности могут появляться как сжимающие, так и растягивающие остаточные напряжения. При протягивании с малыми натягами у обработанной поверхности образуются тангенциальные напряжения сжатия. Растягивающие остаточные напряжения (тангенциальные и осевые) у обработанной поверхности отверстий втулок со средними и малыми толщинами стенок получаются при протягивании с натягами, превышающими (0,05—0,1) t. Для более прочных материалов для получения растягивающих напряжений необходимы большие значения натягов.

Увеличение толщины стенки (D/d) детали, деформируемой протягиванием, приводит к более интенсивному росту сжимающих остаточных напряжений и уменьшению области образования растягивающих напряжений. При $D/d > 3$ у поверхности отверстия образуются только напряжения сжатия, если поверхность при этом не доводится до появления шелушения и разрушения.

Теоретическое определение остаточных напряжений по формулам, не учитывающим влияния натяга на деформирующий элемент, не дает правильных результатов.

Определение остаточных напряжений по зависимостям, выведенным для труб, нагруженных равномерным внутрен-

ним давлением, как это делают авторы [95], приводит к грубым ошибкам, так как при этом не учитывается сдвиговая деформация.

В тех случаях, когда при деформирующем протягивании получается разбивка отверстия в обрабатываемой детали (диаметр отверстия больше диаметра деформирующего элемента), у поверхности отверстия имеют место растягивающие остаточные напряжения. Если продолжить дальнейшее деформирование детали, имеющей тангенциальные растягивающие остаточные напряжения у поверхности отверстия, то после прохождения через отверстие последующих деформирующих элементов остаточные растягивающие напряжения уменьшаются, а затем, перейдя через нуль, становятся сжимающими.

Знак тангенциальных напряжений легко определить без проведения трудоемких опытов. Уменьшение диаметра втулки (или кольца, вырезанного из этой втулки) после разрезки по образующей соответствует растягивающим остаточным напряжениям у поверхности отверстия, увеличение диаметра — сжимающим. Таким же надежным критерием, указывающим на образование растягивающих остаточных напряжений, является разбивка отверстия.

ГЛАВА IV

ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ МЕТАЛЛА, УПРОЧНЕННОГО ЧЕРНОВЫМ ДЕФОРМИРУЮЩИМ ПРОТЯГИВАНИЕМ

Разработанная в ИСМ АН УССР инженерная методика расчета твердосплавных деформирующих элементов на прочность [126] позволяет находить их оптимальные форму и размеры. Протяжки, снабженные твердосплавными деформирующими элементами, рассчитанными по этой методике, надежно работают с суммарными пластическими деформациями, доходящими до 20% диаметра отверстия и более, причем деформации, осуществляемые каждым из элементов, могут достигать 2—4% диаметра. Величина суммарной пластической деформации при работе таких протяжек ограничивается лишь свойствами прочности и пластичности обрабатываемого материала.

Возможность осуществления больших пластических деформаций делает целесообразным использование деформирующего протягивания не только в виде финишной, но и в качестве черновой операции. Обработка отверстий по следующей схеме: черновое деформирующее протягивание — чистовое резание (расточка, режущее протягивание, развертывание, шлифование и т. д.) — особенно эффективна в тех случаях, когда для изготовления деталей используются заготовки, имеющие неточное отверстие и определенные дефекты поверхностного слоя (горячекатаные и холоднотянутые трубы, литые и штампованные заготовки и др.). Такие заготовки широко применяются в отечественной машиностроительной промышленности при изготовлении сотен миллионов деталей типа гильз и втулок. Так, только один завод им. Лепсе (Киев) на изготовление 4 млн. втулок балансира трактора ежегодно расходует около 7500 *т* стальных горячекатаных труб (ГОСТ 8732—70).

Деформирующее протягивание в десятки раз (от 1—5 до 0,05—0,1 *мм*) снижает исходную некруглость и нецилиндричность отверстия «черной» заготовки, что позволяет значительно уменьшить припуск на дальнейшую обработку отверстия режущим инструментом. Кроме того, осуществляя большие деформации, можно увеличить не только внутренний, но и наружный диаметры детали до требуемого размера. В этом случае применение деформирующего протягивания в качестве черновой операции позволяет подобрать заготовку такого сечения, чтобы трудоемкость ее обработки резанием была минимальной. Это позволяет понизить расход металла на изготовление детали на 10—30% и значительно сократить трудоемкость чистовой обработки отверстия резанием, которая в этом случае необходима для удаления дефектного слоя металла, полученного в результате металлургического цикла изготовления заготовки и включающего в себя обезуглероженный металл, раковины и загрязнения обработанной поверхности (окалину, ржавчину, песок, металлическую стружку, отслоения металла и пр.). Толщина дефектного слоя в зависимости от способа получения заготовки и ее размеров может колебаться от 0,05—0,1 до 0,7—0,8 *мм* [61, 77, 97, 150]. Очевидно, что этот слой не может быть удален в процессе деформирующего протягивания черных заготовок. Применяемая в ряде случаев подготовка поверхности под деформирующее протягивание (травление, очистка механическими щетками, обработка дробью) [77, 115] также является малоэффективной, так как снимает лишь загрязнения поверхности, а обезуглероженный металл и раковины не удаляет.

Таким образом, в тех случаях, когда деталь изготовляется из черной заготовки, имеющей значительные колебания размеров и формы отверстия, для обеспечения высокого качества готового изделия черновое деформирующее протягивание следует сочетать с чистовой обработкой резанием.

Такую же технологию целесообразно применять при обработке отверстий в таких деталях: со значительной разностенностью по длине и окружности; имеющих на обрабатываемой поверхности канавки, пазы, отверстия; в деталях типа втулок, запрессовываемых деформирующей протяжкой в жесткий корпус. Одно деформирующее протягивание изделий такого типа не обеспечивает высокой точности вследствие возникновения искривления образующей, краевого эффекта и других погрешностей геометрии отвер-

стия [77, 97, 115, 125, 172]. Чистовая обработка резанием в этом случае позволяет получить более высокую точность отверстия.

Проведенные в ИСМ АН УССР исследования [119] показали, что в процессе деформирующего протягивания со значительными натягами на каждый рабочий элемент и большими суммарными деформациями в поверхностном слое отверстия могут возникать неблагоприятные растягивающие остаточные напряжения и дефекты типа несплошностей металла (рис. 39). Поэтому при необходимости получения поверхности отверстия с повышенными эксплуатационными свойствами этот слой металла также следует срезать в процессе чистовой обработки.

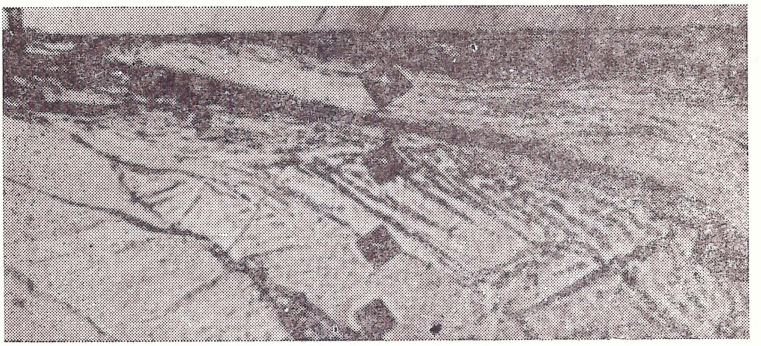


Рис. 39. Микроструктура поверхностного слоя армко-железа после деформирующего протягивания с деформацией 12% (× 500).

В процессе деформирующего протягивания вследствие упрочнения обрабатываемого материала существенно изменяются его исходные механические свойства, а следовательно, и обрабатываемость резанием. Однако в существующей литературе [12, 14, 32, 61—63, 70, 88—90, 151, 153, 168, 172) вопросы обрабатываемости металлов, упрочненных холодным деформированием, и в частности деформирующим протягиванием, освещены недостаточно. Поскольку это не позволяло перейти к широкому внедрению деформирующе-режущей обработки в производство, авторами были проведены специальные исследования обрабатываемости металла, упрочненного деформирующим протягиванием. Результаты этих исследований описаны ниже и в опубликованных

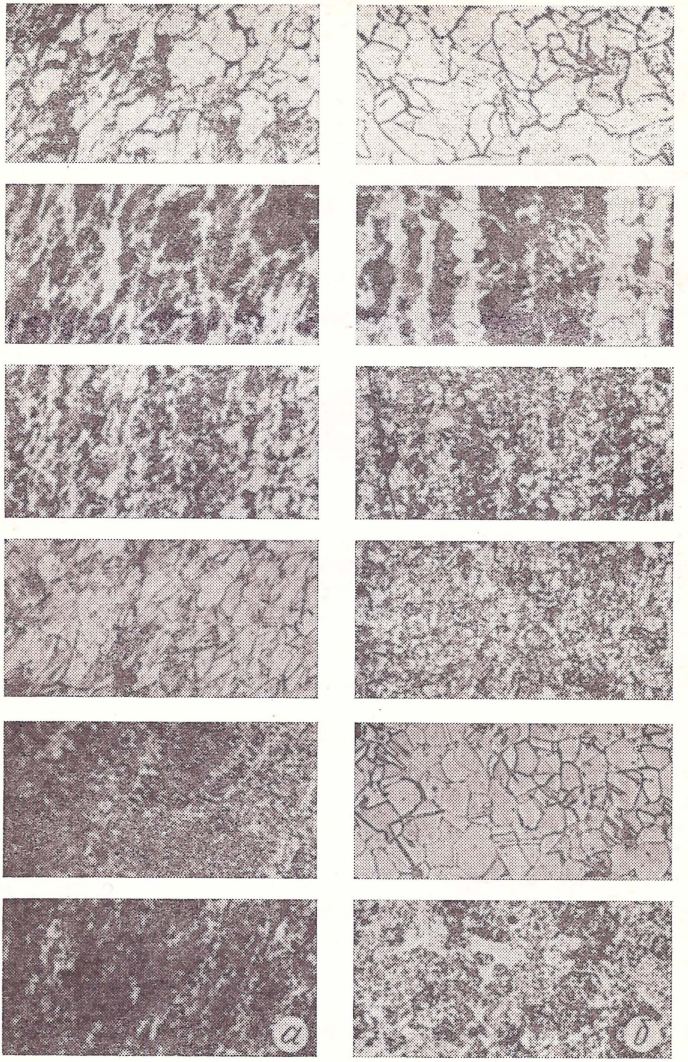


Рис. 40. Микроструктура поверхностного слоя (*а*) и сердцевины (*б*) обрабатываемых сталей после деформирующего протягивания с деформацией 25% для сталей 10, 45, 12ХН3А, Х18Н10Т, 38ХМЮА и У8А (×100).

ранее работах [92, 93, 128—136]. Эксперименты проводились на сталях 10, 45, 12ХН3А, Х18Н10Т, 38ХМЮА и У8А, упрочненных деформирующим протягиванием с деформациями 3—25%. Микроструктура этих сталей показана на рис. 40. В процессе исследований сравнивалась обрабатываемость упрочненных и неупрочненных сталей.

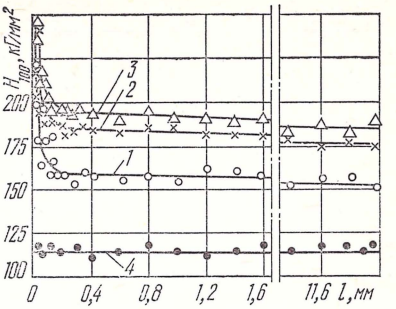


Рис. 41. Зависимость микротвердости H_{100} стали 10 от расстояния l до поверхности отверстия втулки после деформирующего протягивания с деформациями ($D = 54$ *мм*; $d = 30$ *мм*; $L = 60$ *мм*):
1 — $\varepsilon = 6\%$; *2* — $\varepsilon = 12\%$; *3* — $\varepsilon = 25\%$; *4* — втулка в исходном состоянии.

Металлографические исследования показали, что структура основной массы обрабатываемых металлов в процессе деформирующего протягивания с деформациями 3—25% не изменяется (рис. 40, *б*). Исключение составляет лишь тонкий поверхностный слой металлов, в котором образуется текстура (рис. 40, *а*). Приведенные на рис. 41 кривые распределения микротвердости по толщине стенки втулки показывают, что степень упрочнения этого слоя существенно выше, чем более глубоких слоев металла. Из этого рисунка следует также, что при деформации 3—25% металл получает значительное упрочнение по всей толщине стенки.

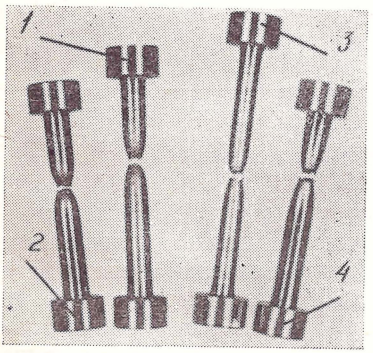


Рис. 42. Образцы из сталей 10 и Х18Н10Т после испытаний на разрыв:
1, *3* — сталь в исходном состоянии; *2*, *4* — упрочненная сталь ($\varepsilon = 25\%$).

В табл. 4 приведены результаты испытаний на разрыв образцов пятикратной длины, вырезанных из середины стенок втулок, обработанных с различными деформациями. Приведенные данные показывают, что механические свойства упрочненного и неупрочненного металлов сильно отли-

ТАБЛИЦА 4

Марка стали	Состояние стали	Деформация, ε, %	Твердость HV, $кГ/мм^2$	Предел прочности $\sigma_в$, $кГ/мм^2$	Предел текучести $\sigma_{0,2}$, $кГ/мм^2$	Относительное удлинение $\delta_к$, %	Относительное сужение ψ, %
10	В состоянии поставки	—	108—111	37	23	39	55
		6	158—160	45	32	23	49
		12	174—178	50	37	15	46
	Упрочненная	25	184—189	57	46	7	42
		50	200—209	68	59	4	40
		65	222—229	74	67	3	39
45	Отожженная	—	161—164	58	34	27	41
		6	198—202	65	53	19	37
	Упрочненная	12	210—212	67	60	14	34
		25	234—236	72	69	12	31
У8А	Отожженная	—	177—180	60	37	22	27
		6	209—211	66	45	15	24
	Упрочненная	12	217—219	71	51	11	22
		25	238—240	80	64	6	21
12ХН3А	Отожженная	—	168—170	54	38	32	46
		6	200—201	64	49	26	44
	Упрочненная	12	209—214	68	54	21	42
		25	224—229	73	60	16	41
38ХМЮА	Отожженная	—	215—224	76	62	23	40
		6	243—250	85	76	17	35
	Упрочненная	12	261—264	91	83	13	31
		25	282—285	99	97	8	29
Х18Н10Т	Отежженная	—	195—198	55	23	50	55
		6	214—220	61	35	35	53
	Упрочненная	12	237—244	68	46	27	52
		25	278—285	87	68	18	50

чаются. Резкое понижение относительного удлинения сталей 10 (*1*, *2*) и Х18Н10Т (*3*, *4*) при увеличении степени предварительного упрочнения от 0 до 25% иллюстрирует рис. 42.

Исследования процесса формирования стружки в стружечных канавках режущих протяжек и стойкостные исследования при расточке были проведены на сплошных цилиндрических образцах, изготовленных из металлов, упрочненных до различной степени одноосным сжатием, а не на втулках, что позволило упростить и ускорить эти ис-

следования. Как будет показано ниже, такое моделирование позволяет получить достоверные результаты.

Известно [56], что степени деформаций при растяжении и сжатии являются эквивалентными по своему упрочняющему эффекту. Поэтому среднюю степень деформации растяжения $\varepsilon_{д.п}$, которой подвергается металл стенок втулок при деформирующем протягивании [111], можно соизмерять со степенью деформации при одноосном сжатии $\varepsilon_{сж}$. Опыты показали, что при деформирующем протягивании и одноосном сжатии металл получает равные степени упрочнения, если соблюдается следующее условие:

$$\varepsilon_{сж} = \varepsilon_{д.п} \qquad (11)$$

или

$$\frac{h}{h_0} = \frac{D_0 + d_0}{D + d}, \qquad (12)$$

где h_0 и h — исходная и конечная высота образца, подвергаемого одноосному сжатию; d_0 и d — внутренний диаметр отверстия втулки до и после деформирующего протягивания; D_0 и D — наружный диаметр втулки до и после деформирующего протягивания.

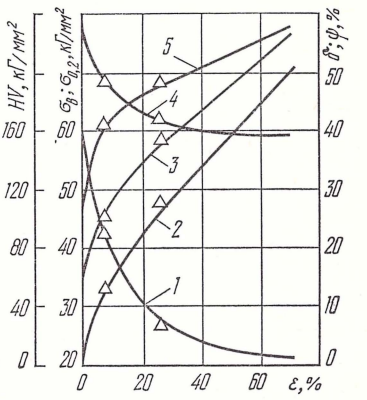


Рис. 43. Зависимости механических характеристик стали 10 от степени деформации ε при одноосном сжатии (линии) и деформирующем протягивании (точки): *1* — δ; *2* — $\sigma_{0,2}$; *3* — $\sigma_в$; *4* — ψ; *5* — *HV*

Зависимости, приведенные на рис. 43, показывают, что стали, упрочненные деформирующим протягиванием и одноосным сжатием, при равных степенях деформаций обладают одинаковыми механическими свойствами. Кривые изменения механических свойств построены по данным испытаний стали 10, предварительно упрочненной сжатием, а точки нанесены по результатам опытов на образцах из этой же стали, упрочненной деформирующим протягиванием. При нахождении механических характеристик сталей, упрочненных деформирующим протягиванием, не учитывались свойства поверхностного текстурованного слоя.

Была проведена серия сравнительных опытов по металлам, упрочненным деформирующим протягиванием и одноосным сжатием. Результаты этих опытов различались

лишь в тех случаях, когда толщина текстурованного слоя была соизмерима с толщиной среза при работе режущей протяжкой или с глубиной резания при работе резцом или разверткой.

1. Взаимосвязь явлений в процессе резания упрочненного металла

При повышении степени предварительного упрочнения сопротивление сдвигу на начальной границе пластической зоны будет возрастать. Однако на конечной границе пластической зоны значения сопротивления сдвигу при обработке неупрочненной и предварительно упрочненной сталей будут отличаться между собой не так значительно, как на начальной границе, что объясняется следующим образом. При значениях относительного сдвига, превышающих 0,5—1,0, коэффициент упрочнения $d\tau/d\varepsilon$ сталей резко понижается [30] ($d\varepsilon$ — прирост деформации, $d\tau$ — прирост сопротивления деформации). Поэтому характеристики обрабатываемого материала, как и другие факторы процесса резания, сравнительно мало влияют на механические свойства стружки, в том числе и на сопротивление сдвигу на конечной границе пластической зоны.

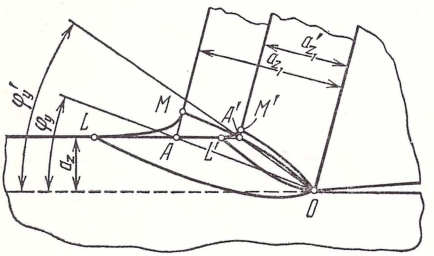


Рис. 44. Схемы процессов стружкообразования при резании неупрочненного и предварительно упрочненного металлов.

С учетом сказанного на рис. 44 изображены схемы процессов стружкообразования при резании неупрочненного и предварительно упрочненного металлов (обозначения со знаком «штрих» относятся к случаю обработки упрочненного металла). В процессе резания неупрочненного металла начальная граница пластической зоны занимает некоторое положение OL, где удовлетворяется следующее условие пластичности:

$$\tau = \tau_{S_0}. \qquad (13)$$

Здесь τ — касательные напряжения; τ_{S_0} — сопротивление сдвигу неупрочненного металла.

При повышении степени предварительного упрочнения обрабатываемого материала возрастает его сопротивление сдвигу:

$$\tau'_{S_0} > \tau_{S_0} \qquad (14)$$

и возрастают касательные напряжения, действующие на начальной границе пластической зоны. Частицы предварительно упрочненного металла проходят линию OL не деформируясь, так как действующие в этом случае напряжения недостаточны для перехода металла в пластическое состояние. Предварительно упрочненный металл начинает деформироваться лишь на линии OL', где удовлетворяется условие пластичности:

$$\tau = \tau'_{S_0}. \qquad (15)$$

Таким образом, начальная граница пластической зоны при повышении степени предварительного упрочнения обрабатываемого материала поворачивается вправо вокруг точки O.

Логично предположить, что сопротивление сдвигу металла стружки будет несколько выше в случае обработки упрочненного металла. Поэтому предварительное упрочнение обрабатываемого материала вызовет некоторый поворот вправо конечной границы пластической зоны OM (хотя и менее значительный, чем поворот линии OL, по указанным выше причинам).

На линиях OM и OM' заканчивается переход металла из пластического состояния в стружку и здесь удовлетворяются следующие условия пластичности:

$$\tau = \tau_{S_1}; \qquad (16)$$

$$\tau = \tau'_{S_1}, \qquad (17)$$

где τ_{S_1} и τ'_{S_1} — сопротивление сдвигу соответственно на линиях OM и OM'.

Из сказанного следует, что повышение степени предварительного упрочнения обрабатываемого материала приводит к значительному сужению пластической зоны и увеличению угла сдвига φ_y, определяющего ее положение (φ_y — угол между плоскостью резания и условной плоскостью сдвига OA, проходящей через режущую кромку и линию пересечения наружных поверхностей срезаемого слоя

и стружки [30]). Поскольку угол сдвига связан с усадкой стружки зависимостью

$$\xi = \frac{\cos(\varphi_y - \gamma)}{\varphi_y}, \qquad (18)$$

увеличение φ_y приведет к понижению усадки стружки, а следовательно, и к уменьшению сил резания. В этом и состоит непосредственное влияние предварительного упрочнения на процесс стружкообразования.

Кроме того, предварительное упрочнение будет оказывать также косвенное влияние на процесс стружкообразования через другие факторы. В частности, если в процессе резания образуется нарост, то это влияние будет проявляться через изменение переднего угла γ, так как интенсивность наростообразования при обработке неупрочненной и предварительно упрочненной сталей может быть различной.

Изменение механических свойств обрабатываемого материала с помощью холодного его упрочнения будет оказывать воздействие на процесс стружкообразования также через угол действия ω. Это воздействие будет осуществляться с помощью изменения ряда зависимых факторов, связанных с контактными процессами на передней поверхности. Проследим связь свойств обрабатываемого материала с углом действия ω, определяющим направление силы стружкообразования R. Как отмечалось выше, увеличение степени предварительного упрочнения металла приведет к понижению усадки стружки. Это, в свою очередь, вызовет уменьшение длины контакта c стружки с передней поверхностью, так как усадка стружки и длина контакта, согласно исследованиям М. Ф. Полетики [91], оказывают друг на друга взаимное влияние.

Длина контакта стружки и нормальная сила N на передней поверхности определяют величину среднего контактного давления q_N на этой поверхности. Однако механические свойства обрабатываемого материала обычно несущественно влияют на силу N, поскольку увеличение сопротивления сдвигу на условной плоскости сдвига сопровождается одновременным уменьшением ширины этой плоскости [30]. Поэтому возрастание среднего контактного давления при повышении степени предварительного упрочнения металла будет вызвано, в основном, уменьшением длины контакта стружки.

Средний коэффициент трения μ [30] на передней поверхности равен отношению

$$\mu = q_F/q_N, \tag{19}$$

где q_F — среднее тангенциальное контактное напряжение на передней поверхности, величина которого не всегда зависит от степени предварительного упрочнения обрабатываемого материала.

Из соотношения (19) видно, что возрастание среднего контактного давления вызывает понижение среднего коэффициента трения μ и, как следствие, уменьшение угла действия ω в силу существования зависимости

$$\omega = \eta - \gamma. \tag{20}$$

Здесь η — угол трения, $\eta = \operatorname{arctg} \mu$.

Угол действия ω оказывает значительное непосредственное воздействие на процесс стружкообразования [30]. Физический смысл воздействия заключается в том, что изменение угла ω характеризует изменение напряженного и деформированного состояний зоны стружкообразования. Уменьшение угла ω означает поворот вектора силы стружкообразования R и пластической зоны по часовой стрелке и увеличение угла сдвига φ_y (см. рис. 44, 45), в результате уменьшается деформация материала, усадка стружки, сила резания и т. д. Таким образом, предварительное упрочнение обрабатываемого материала, вызывая уменьшение угла действия ω, облегчает процесс стружкообразования.

Сравнивая взаимосвязь факторов в процессах резания упрочненного и неупрочненного металлов, следует учитывать также и температуру резания, которая, очевидно, будет понижаться при повышении степени предварительного упрочнения обрабатываемого материала вследствие уменьшения деформации металла в пластической зоне и сокращения пути трения стружки по передней поверхности, вызванного уменьшением длины контакта. Однако эта разница температур несколько уменьшится за счет ухудшения условий теплопровода (вследствие уменьшения длины контакта) в случае обработки упрочненного металла по сравнению с неупрочненным. Наличие разницы в температурах вызовет дополнительные отличия в процессах обработки неупрочненного и упрочненного металлов, так как, с одной стороны, температура резания воздействует через нарост на передний угол, а с другой — через сопротивление сдвигу в

контактном слое стружки и средний коэффициент трения на угол действия. Однако значительное различие в процессах стружкообразования, вызванное воздействием температуры резания на коэффициент трения, можно ожидать лишь при значительном различии механических свойств в диапазоне

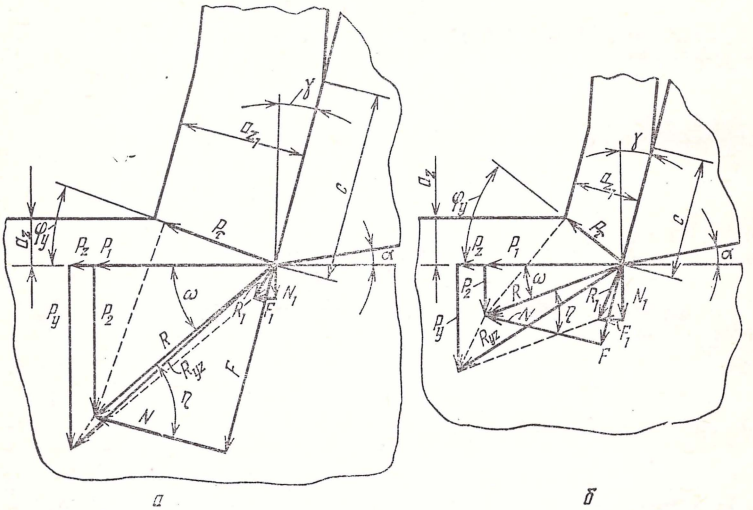


Рис. 45. Схемы сил, действующих в процессе резания неупрочненного (*а*) и предварительно упрочненного (*б*) металлов.

температур, при которых происходит разупрочнение обрабатываемого металла. Для сталей эти температуры равны 500—900° С [15].

Н. Н. Зорев [30] установил, что повышение твердости стали путем ее термообработки вызывает в процессе резания рост сил на задней поверхности, причем нормальная сила растет более интенсивно, чем сила трения. Как будет показано ниже, предварительное холодное упрочнение стали также вызывает при ее обработке рост сил на задней поверхности.

На основе проведенного анализа зависимости основных факторов процесса резания от степени предварительного упрочнения обрабатываемого металла на рис. 45 показаны схемы сил, действующих в процессе обработки неупрочненного и предварительно упрочненного металлов. На этом рисунке имеются такие обозначения: R_{yz}, P_z и P_y — сила резания и ее составляющие (вертикальная и горизонтальная);

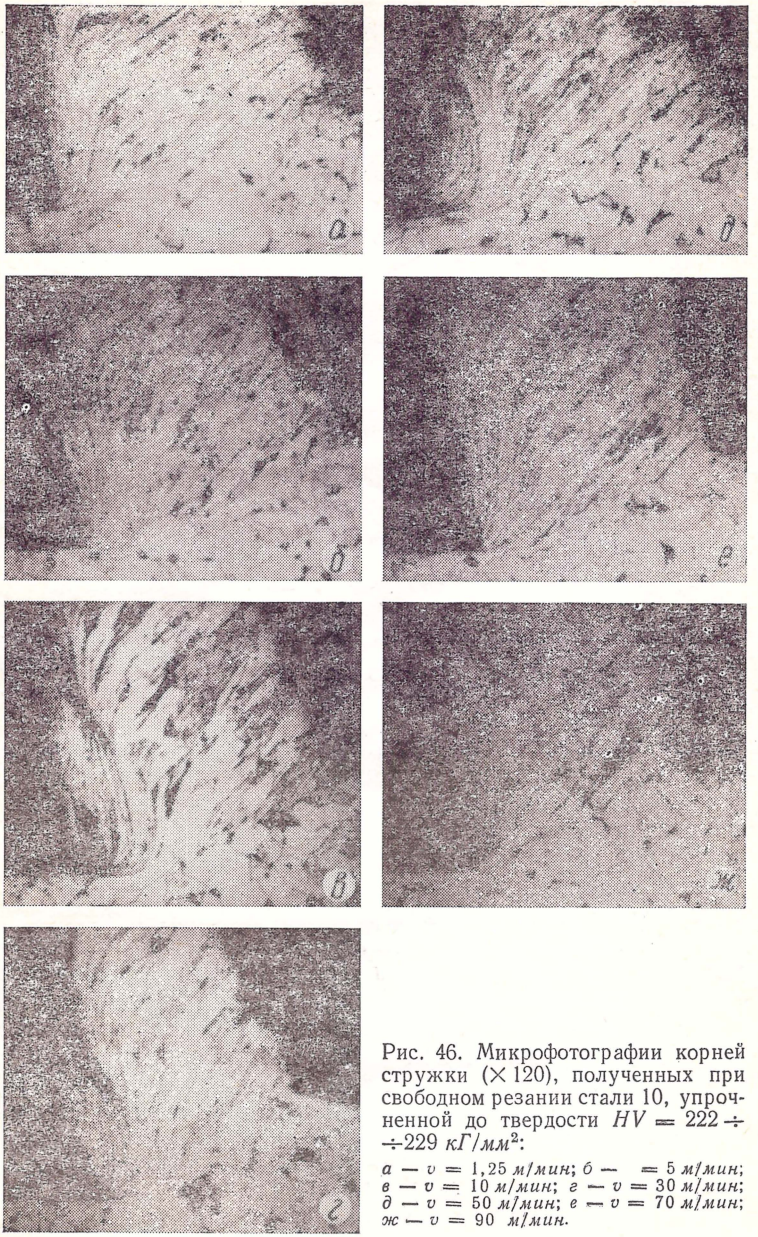


Рис. 46. Микрофотографии корней стружки (× 120), полученных при свободном резании стали 10, упрочненной до твердости $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм*^{2}:

а — $v = 1{,}25$ *м/мин*; *б* — $= 5$ *м/мин*; *в* — $v = 10$ *м/мин*; *г* — $v = 30$ *м/мин*; *д* — $v = 50$ *м/мин*; *е* — $v = 70$ *м/мин*; *ж* — $v = 90$ *м/мин*.

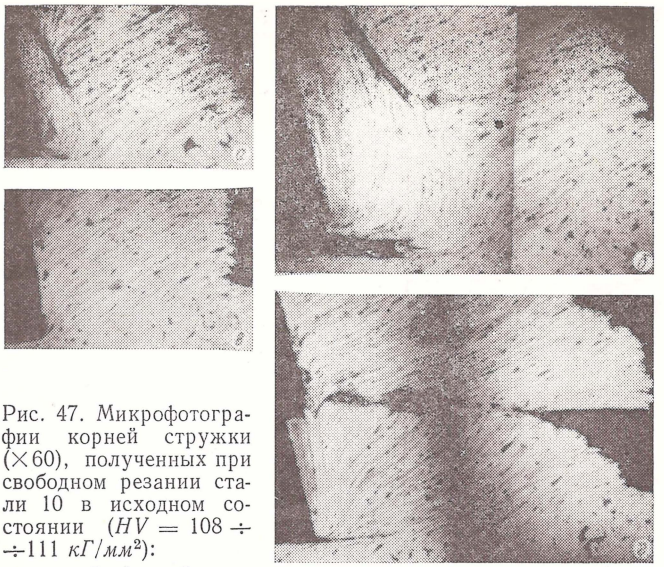


Рис. 47. Микрофотографии корней стружки (×60), полученных при свободном резании стали 10 в исходном состоянии ($HV = 108 \div 111$ *кГ/мм*^{2}):

а — $v = 5$ *м/мин*; *б* — $v = 30$ *м/мин*; *в* — $v = 70$ *м/мин*; *г* — $v = 50$ *м/мин*.

P_1 и P_2 — вертикальная и горизонтальная составляющие силы стружкообразования; P_τ — касательная сила на условной плоскости сдвига; F — сила трения на передней поверхности; N_1, F_1, R_1 — нормальная сила, сила трения на задней поверхности, а также их равнодействующая; a_{z_1} — толщина стружки. Сила стружкообразования для удобства условно перенесена с передней поверхности на режущую кромку инструмента.

Из рис. 45 видно изменение углов сдвига и действия, а также влияние силы стружкообразования и сил на задней поверхности на составляющие силы резания, измеряемые динамометром. Ниже рассматривается экспериментальная проверка описанной взаимосвязи факторов в процессе резания упрочненного металла.

На рис. 46, 47 приведены микрофотографии корней стружки, полученных при свободном резании стали 10 с различными скоростями резания при толщине среза $a_z = 0{,}1$ *мм* (СОЖ — сульфофрезол, резец — сталь Р18, $\gamma = 15°$, $\alpha = 3°$). Выбранные значения переднего и заднего углов рекомендуются при режущем протягивании конструкционных сталей.

Анализ микрофотографий показывает, что процесс резания упрочненной стали 10 (рис. 46) характеризуется более значительными углами сдвига φ_y и меньшими толщинами стружки, чем процесс резания неупрочненной стали (рис. 47) на тех же скоростях резания. Исследование корней стружки с помощью метода микротвердости показало, что повышение степени предварительного упрочнения обрабатываемого материала приводит к значительному сужению пластической зоны и увеличению угла сдвига φ_y,

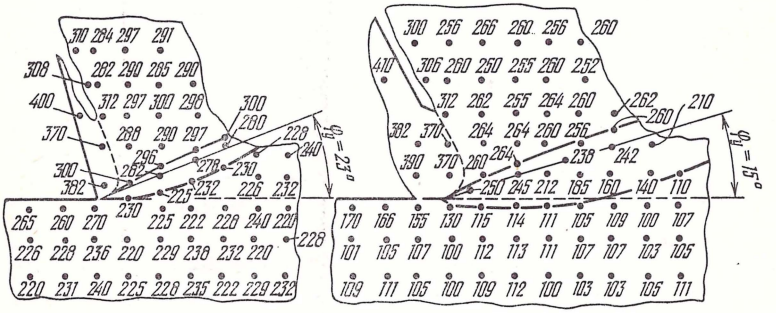


Рис. 48. Схемы распределения микротвердости (× 120) на корнях стружки при свободном резании упрочненной (*а*) и неупрочненной (*б*) стали 10 ($v = 5$ *м/мин*; $a_z = 0{,}1$ *мм*; $\gamma = 15°$; СОЖ — сульфофрезол).

определяющего ее положение. Изложенное иллюстрируется схемами распределения микротвердости (рис. 48), полученными на корнях стружки, которые показаны соответственно на рис. 46, *б* и 47, *а*. (Границы пластических зон и тел нароста на рис. 48 выделены штриховыми линиями.)

Используя результаты измерений микротвердости H_μ стружки, по зависимости [110]

$$\tau_y = 0{,}185 H_\mu \qquad (21)$$

находим значения касательных напряжений τ_y на условной плоскости сдвига. Расчеты показали, что повышение в два раза твердости стали, обрабатываемой холодным упрочнением, приводит к росту этих напряжений на 12—15%. Экспериментами установлено, что тип стружки не зависит от степени упрочнения металла.

Изучение микрофотографий корней стружки (см. рис. 46) показывает, что процесс резания упрочненной стали 10 ($HV = 222 \div 229$ *кГ/мм*^{2}) в диапазоне скоростей

резания 1,25—75 *м/мин* сопровождается наростообразованием. При обработке неупрочненной стали 10 нарост существует в диапазоне скоростей резания 1,25—55 *м/мин*. На рис. 49 показаны зависимости усадки стружки, температуры резания, фактического угла резания и фактического радиуса округления режущей кромки резца от скорости резания при обработке стали 10 различной твердости, построенные по результатам экспериментов. Радиус округления режущей кромки и угол резания измерялись на микрофотографиях корней стружки. Анализ этих зависимостей и микрофотографий, приведенных на рис. 46 и 47, показывает, что процесс резания упрочненной стали сопровождается менее интенсивным наростообразованием, чем обработка неупрочненной стали. Очевидно, поэтому в первом случае нарост оказывает меньшее влияние на угол резания и усадку стружки, чем во втором случае. Зависимости усадки стружки от скорости резания ($\xi - v$) выражаются типичными кривыми для всех твердостей обрабатываемой стали, причем максимумы этих кривых соответствуют температуре резания 600° С, при которой исчезает нарост. Повышение степени предварительного упрочнения обрабатываемого материала приводит к понижению температуры резания, а следовательно, и сдвигу максимумов кривых $\xi - v$ в зону более высоких скоростей резания. Наиболее интенсивное наростообразование наблюдается при температуре резания 300° С независимо от твердости обрабатываемого материала. Этой же температуре соответствуют минимумы

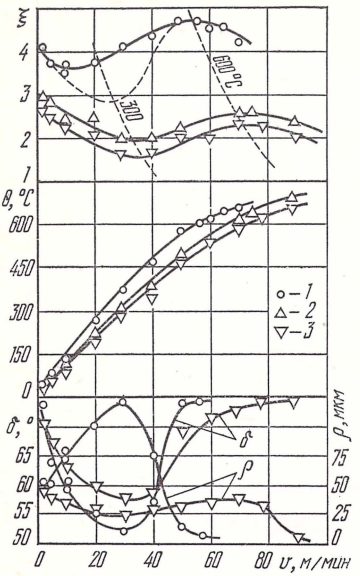


Рис. 49. Зависимости усадки стружки ξ, температуры резания Θ, угла резания δ и радиуса округления ρ режущей кромки резца (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; $a_z = 0{,}1$ *мм*; СОЖ — сульфофрезол) от скорости резания при свободном резании стали 10:

1 — $HV = 108 \div 111$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 184 \div 189$ *кГ/мм²*; *3* — $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм²*.

кривых $\xi - v$ для упрочненной стали. Однако при обработке неупрочненной стали 10 минимум кривой $\xi - v$ наблюдается при температуре 150° С, что объясняется следующим образом. Процесс резания неупрочненной стали 10 в районе температуры 300° С сопровождается столь интенсивным наростообразованием, что радиус округления тела нароста становится соизмеримым с толщиной среза (рис. 47, *б* и 49), в результате чего усадка стружки остается значительной, а кривая $\xi - v$ становится аномальной (отличающейся от типичной кривой $\xi - v$). Как следует из рис. 49, радиус округления тела нароста при обработке упрочненной стали в диапазоне скоростей резания 1,25—75 *м/мин* изменяется незначительно и поэтому его влияние на характер кривой $\xi - v$ несущественно.

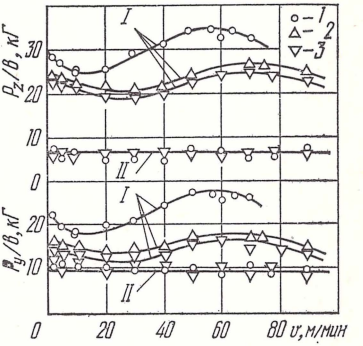


Рис. 50. Зависимости составляющих силы резания P_z и P_y от скорости v при свободном резании стали 10 резцом (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; СОЖ — сульфофрезол) с толщинами среза $a_z = 0{,}1$ *мм* (*I*) и 0,03 *мм* (*II*) и шириной b:
1 — $HV = 108 \div 111$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 184 \div 189$ *кГ/мм²*; *3* — $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм²*.

Результаты экспериментов, приведенные на рис. 50, показывают, что зависимости составляющих силы резания P_z и P_y от скорости резания v при обработке стали 10 различной твердости с толщиной среза 0,1 *мм* по своему характеру повторяют соответствующие кривые $\xi - v$ (рис. 49). Установлено, что при толщинах среза, превышающих 0,03 *мм*, увеличение степени предварительного упрочнения вызывает значительное понижение сил P_z и P_y. При толщине среза 0,03 *мм* силы резания практически не отличаются для упрочненной и неупрочненной сталей 10. Выделение сил на задней поверхности инструмента при постоянной усадке стружки (рис. 51) позволило объяснить это явление. Было установлено, что при повышении твердости упрочненной стали силы на задней поверхности возрастают. При обработке упрочненной стали 10 с толщинами среза порядка 0,03 *мм* возрастание сил на задней поверхности становится соизмеримым с понижением сил на передней поверхности по сравнению с обработкой неупрочненной

стали 10, в результате чего силы резания в обоих случаях практически будут равными. Некоторое возрастание сил резания при повышении степени предварительного упрочнения стали 10, наблюдавшееся в процессе ее обработки с толщинами среза 0,01—0,02 *мм*, объясняется преобладанием по величине сил на задней поверхности над силами на передней поверхности при малых толщинах среза.

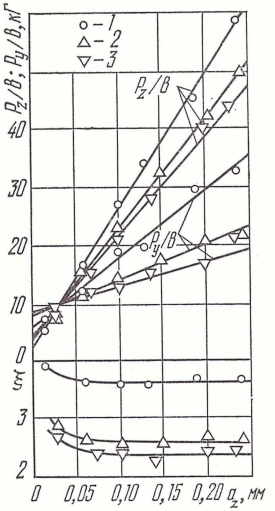


Рис. 51. Зависимости составляющих силы резания P_z и P_y от толщины среза a_z при постоянной усадке стружки ξ в процессе свободного резания стали 10 резцом (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; $v = 5$ *м/мин*; СОЖ — сульфофрезол):
1 — $HV = 108 \div 111$ *кГ/мм²*;
2 — $HV = 184 \div 189$ *кГ/мм²*;
3 — $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм²*.

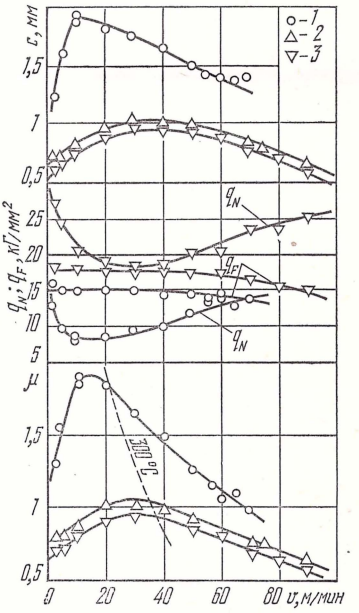


Рис. 52. Зависимости контактных характеристик c, q_N, q_F и μ от скорости резания при свободном резании стали 10 резцом (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; $a_z = 0{,}1$ *мм*; СОЖ — сульфофрезол):
1 — $HV = 108 \div 111$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 184 \div 189$ *кГ/мм²*; *3* — $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм²*.

Результаты измерения длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента при свободном резании стали 10 различной твердости приведены на рис. 52, из которого следует, что длина контакта c резко падает с повышением степени предварительного упрочнения обрабатываемого

материала, что приводит к значительному возрастанию среднего контактного давления q_N и понижению среднего коэффициента трения μ на передней поверхности. Для вычисления величин q_N и μ использовались данные рис. 49—52, а также зависимости, вытекающие из рис. 45:

$$q_N = \frac{(P_z - F_1)\cos\gamma - (P_y - N_1)\sin\gamma}{cb}; \qquad (22)$$

$$\mu = \operatorname{tg}\left(\gamma + \operatorname{arctg}\frac{P_y - N_1}{P_z - F_1}\right). \qquad (23)$$

Среднее тангенциальное контактное напряжение q_F определялось по зависимости (19). Установлено, что повышение степени упрочнения стали 10 вызывает повышение величины q_F (рис. 52). При температурах резания, превышающих 500° С, наблюдается некоторое уменьшение величины q_F.

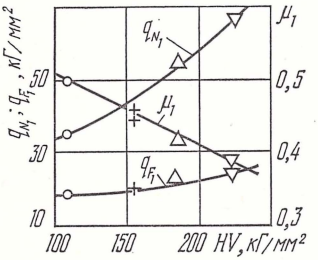


Рис. 53. Зависимости контактных характеристик q_{N_1}, q_{F_1} и μ_1 на задней поверхности инструмента (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; $h_3 = 0{,}1$ *мм*) от твердости *HV* стали 10 при свободном резании ($v = 70$ *м/мин*; $a_z = 0{,}1$ *мм*; СОЖ — сульфофрезол).

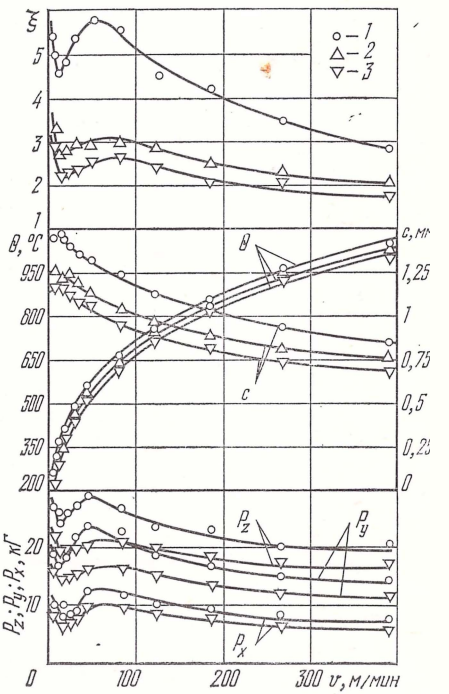


Рис. 54. Зависимости усадки стружки ξ, температуры резания Θ, составляющих силы резания P_z, P_y и P_x, длины контакта *c* стружки с передней поверхностью резца от скорости резания при расточке стали 10 ($s = 0{,}17$ *мм/об*; $t = 0{,}5$ *мм*).
1 — $HV = 108 \div 111$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 184 \div 189$ *кГ/мм²*; *3* — $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм²*

Сопоставляя рис. 49 и 52, видим, что перегибы кривых $c - v$, $q_N - v$ и $\mu - v$ согласуются с минимумами зависимостей усадки от скорости резания.

Таким образом, результаты экспериментов подтвердили изложенные выше соображения о значительных непосредственном и косвенном (через коэффициент трения и передний угол) влиянии предварительного упрочнения на процесс резания.

Данные рис. 53 свидетельствуют также о существенном влиянии твердости упрочненной стали на процессы, которые

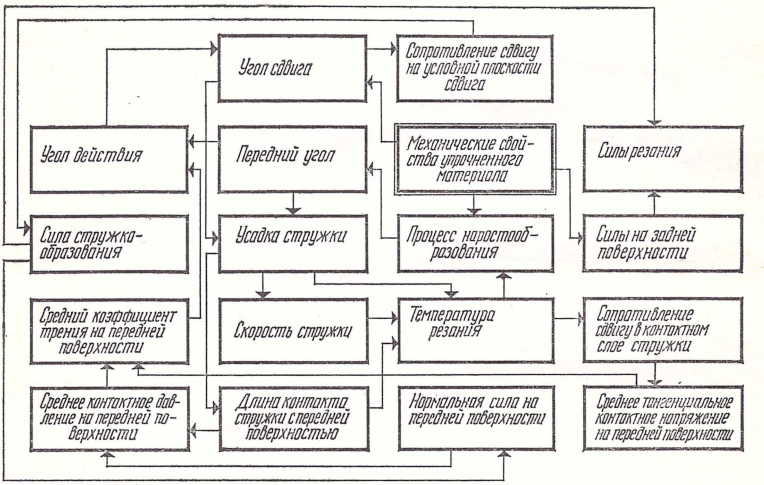


Рис. 55. Схема взаимосвязи факторов в процессе резания металлов, упрочненных деформирующим протягиванием.

происходят на задней поверхности. Увеличение степени упрочнения обрабатываемой стали вызывает рост средних нормальных q_{N_1} и касательных q_{F_1} удельных нагрузок и понижение среднего коэффициента трения μ_1 на задней поверхности.

Экспериментальные данные, полученные при расточке стали 10 твердосплавными резцами (Т15К6; $\gamma = 10°$, $\alpha = \alpha_1 = 10°$, $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 15°$, $r = 0{,}1$ *мм*) (рис. 54), свидетельствуют о том, что механические свойства упрочненной стали оказывают качественно такое же влияние на процесс расточки, как и на рассмотренный процесс свободного резания быстрорежущими резцами.

Схема взаимосвязи факторов в процессе резания металлов, упрочненных деформирующим протягиванием, приведена на рис. 55. Эта схема построена на основании описанного исследования.

При свободном резании и расточке сталей 45, У8А, 12ХН3А, 38ХМЮА и Х18Н10Т в неупрочненном и предварительно упрочненном состояниях получены зависимости, по характеру похожие на приведенные зависимости для стали 10. Поэтому результаты экспериментов по указанным маркам сталей здесь не приводятся.

Таким образом, процесс резания сталей, упрочненных деформирующим протягиванием, протекает менее напряженно, чем процесс резания неупрочненных сталей, и характеризуется меньшими деформациями обрабатываемого материала, температурами (на 5—10%) и силами резания (до 30%), а также менее интенсивным наростообразованием.

2. Износ и стойкость режущего инструмента

По результатам экспериментов (рис. 56) построены зависимости стойкости T твердосплавных резцов (сплав Т15К6; $\gamma = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 10°$; $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}1$ *мм*) от скорости резания v при расточке упрочненных и неупрочненных сталей. В диапазоне скоростей резания 80—400 *м/мин* кривые стойкости имеют максимумы. На участках этих кривых, расположенных справа от перегибов, стойкость резцов резко понижается при увеличении скорости резания, а на их левых участках наблюдается возрастание стойкости резцов при увеличении скорости резания. Качественно такое же влияние v на T при обработке других материалов твердосплавным инструментом описано в работах [1, 31, 67].

Из приведенных на рис. 56—58 данных видно, что при работе на высоких скоростях резания, соответствующих правым участкам кривых v — T, стойкость при расточке упрочненной стали выше, чем при расточке неупрочненной стали. При работе в области более низких скоростей резания, соответствующих левым участкам кривых v — T, замечено обратное влияние предварительного упрочнения на стойкость резцов.

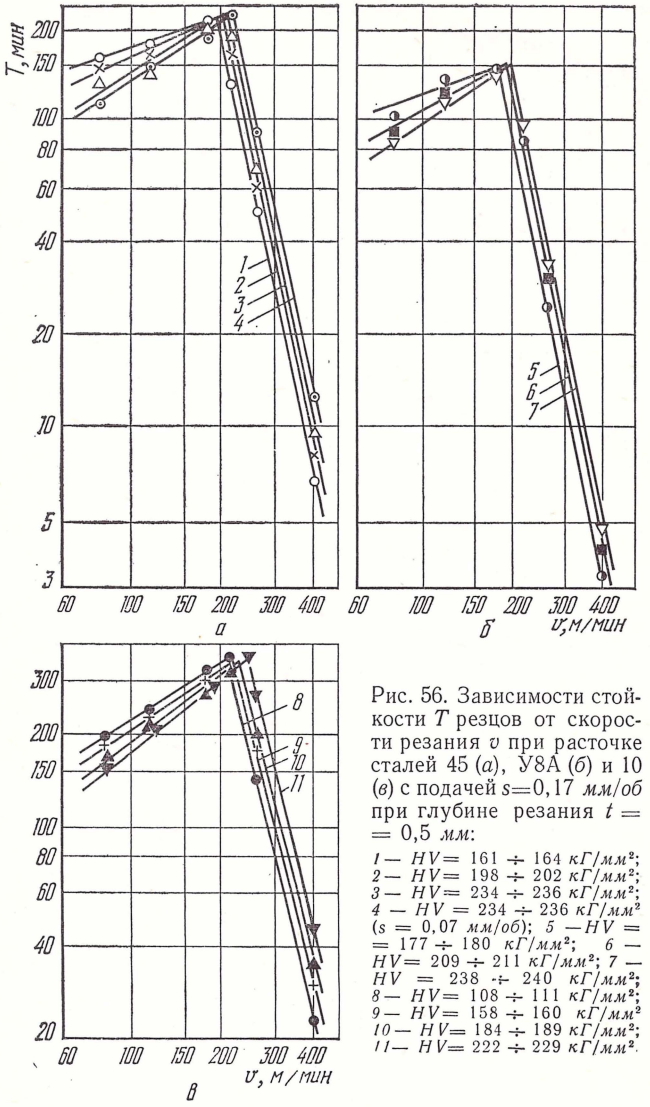


Рис. 56. Зависимости стойкости T резцов от скорости резания v при расточке сталей 45 (*а*), У8А (*б*) и 10 (*в*) с подачей $s=0{,}17$ *мм/об* при глубине резания $t = 0{,}5$ *мм*:

1 — $HV = 161 \div 164$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 198 \div 202$ *кГ/мм²*; *3* — $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²*; *4* — $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²* ($s = 0{,}07$ *мм/об*); *5* — $HV = 177 \div 180$ *кГ/мм²*; *6* — $HV = 209 \div 211$ *кГ/мм²*; *7* — $HV = 238 \div 240$ *кГ/мм²*; *8* — $HV = 108 \div 111$ *кГ/мм²*; *9* — $HV = 158 \div 160$ *кГ/мм²*; *10* — $HV = 184 \div 189$ *кГ/мм²*; *11* — $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм²*.

На рис. 59 представлены зависимости стойкости резцов от величины подачи, полученные при расточке стали 45 на двух скоростях резания: $v = 80$ *м/мин* (*I*) и $v = 270$ *м/мин* (*II*). Из рис. 56 и 59 следует, что в зоне высоких скоростей резания существует общеизвестное влияние подачи на стойкость резцов: с увеличением подачи стойкость падает. Увеличение степени предварительного упрочнения металла повышает стойкость резцов. В области более низких скоростей резания замечено возрастание стойкости при увеличении подачи. (Это явление наблюдалось также Н. Н. Зоревым и З. М. Фетисовой при точении молибденовых сплавов.) Предварительное упрочнение несколько снижает стойкость резцов в этой области скоростей резания во всем исследуемом диапазоне подач (0,07—0,23 *мм/об*).

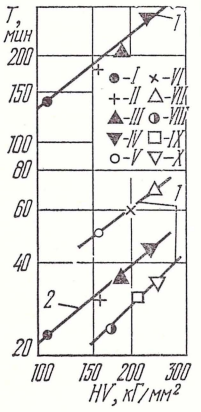


Рис. 57. Зависимость стойкости T твердосплавных резцов (Т15К6; $\gamma = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 10°$; $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}1$ *мм*) от твердости упрочненных сталей 10 (*I, II, III, IV*), 45 (*V, VI, VII*) и У8А (*VIII, IX, X*) при расточке ($s = 0{,}17$ *мм/об*; $t = 0{,}5$ *мм*) со скоростями резания:
1 — $v = 270$ *м/мин*;
2 — $v = 400$ *м/мин*.

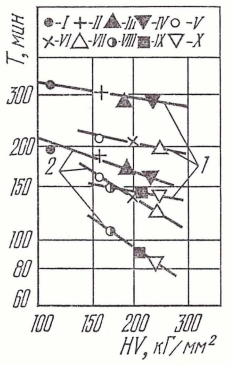


Рис. 58. Зависимость стойкости T твердосплавных резцов (Т15К6; $\gamma = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 10°$; $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}1$ *мм*) от твердости упрочненных сталей 10 (*I, II, III, IV*), 45 (*V, VI, VII*) и У8А (*VIII, IX, X*) при расточке ($s = 0{,}17$ *мм/об*, $t = 0{,}5$ *мм*) со скоростями резания:
1 — $v = 180$ *м/мин*;
2 — $v = 80$ *м/мин*.

Как было показано выше, предварительное упрочнение стали приводит к понижению температуры резания в процессе последующей обработки. Следовало бы ожидать, что такое понижение температуры резания даст значительное увеличение стойкости инструмента. Однако повышение стойкости при увеличении твердости стали было получено авторами лишь для высоких скоростей резания. Очевидно, в зоне низких скоростей резания, где имеет место падение стойкости инструмента при увеличении степени упрочнения обрабатываемого материала, основное воздействие на стойкость резцов оказывает фактор, мало зависящий от температуры резания.

Таким фактором может быть абразивный или адгезионный износ. Однако в обрабатываемых сталях почти нет абразивных включений. Кроме того, расточка производилась в диапазоне скоростей резания, исключающих возможность наростообразования. Поэтому абразивный износ в данном случае не может играть заметной роли.

Итак, в зоне скоростей резания, соответствующих левым участкам кривых $v - T$, важную роль должен играть адгезионный износ.

Н. Н. Зорев и З. М. Фетисова [31] объяснили причину возрастания стойкости твердосплавных (ВК8) резцов при

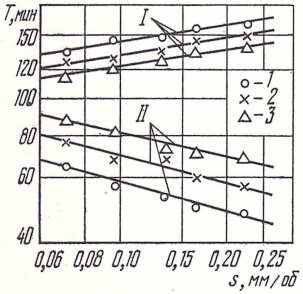


Рис. 59. Зависимость стойкости T твердосплавных резцов (Т15К6; $\gamma = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 10°$; $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}1$ *мм*) от подачи s при расточке стали 45 ($t = 0{,}5$ *мм*):

1 — $HV = 161 \div 164$ *кГ/мм²*;
2 — $HV = 198 \div 202$ *кГ/мм²*;
3 — $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²*.

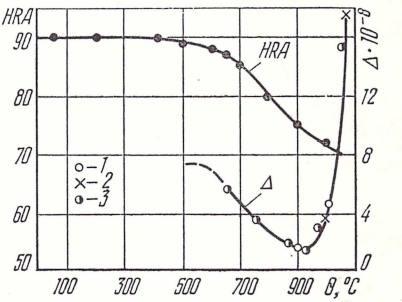


Рис. 60. Зависимости твердости HRA сплава Т15К6 и относительного износа Δ расточных резцов ($\gamma = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 10°$; $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}1$ *мм*) от температуры Θ при расточке стали 45 ($v = 80 \div 400$ *м/мин*; $s = 0{,}17$ *мм/об*; $t = 0{,}5$ *мм*):

1 — $HV = 161 \div 164$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 198 \div 202$ *кГ/мм²*; *3* — $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²*

повышении режимов резания в случае точения молибденовых сплавов со скоростями резания, соответствующими восходящему участку кривой $v - T$, падением интенсивности адгезионного износа, вызванным повышением сопротивления твердого сплава ВК8 контактным циклическим нагрузкам при возрастании температуры резания.

Авторами настоящей работы установлено, что при расточке упрочненных для различной степени сталей 10,45 и У8А резцами, оснащенными твердым сплавом Т15К6, также имеет место подобное явление. Сказанное подтверждается рис. 60, где представлены кривые влияния температуры на твердость сплава Т15К6 [15] и относительный износ

резцов из этого сплава при расточке стали 45. Относительный износ — это отношение фаски износа на задней поверхности резца, соответствующее критерию затупления, к пути, пройденному резцом за один период стойкости. Из рис. 60 видно, что при температурах, превышающих 600° С, твердость сплава Т15К6 падает. За счет этого повышается его пластичность и сопротивление контактным циклическим нагрузкам, вызывающим в процессе адгезионного износа усталостное разрушение поверхностных слоев твердого сплава [31, 65]. Таким образом, при температурах резания свыше 600° С наблюдается уменьшение интенсивности износа и повышение стойкости резцов из сплава Т15К6. Как видно из приведенных на рис. 56 данных, стойкость инструмента повышается до определенной величины, соответствующей максимуму кривой $v - T$. Установлено, что максимумы стойкостных кривых смещаются в сторону более высоких скоростей резания при уменьшении подачи и увеличении степени упрочнения обрабатываемой стали. Этим максимумам соответствуют определенные температуры резания, равные для стали 10, 45, У8А соответственно 900—910, 915—925 и 930—940° С. Значения этих температур были найдены при сопоставлении данных рис. 56 и результатов по замерам температуры резания (типа графиков, приведенных на рис. 61). Относительный износ резцов резко возрастает при температурах резания, превышающих названные (см. рис. 60). Кроме того, на правых участках кривых $v - T$ (см. рис. 56) стойкость резцов резко падает при увеличении скорости резания. Все это свидетельствует о том, что в диапазоне скоростей резания, лежащих справа от максимумов стойкостных кривых, имеет место диффузионный износ, интенсивность которого, как известно [65], определяется температурой.

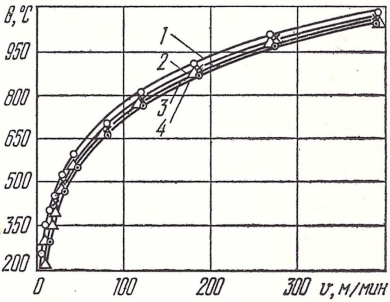


Рис. 61. Зависимость температуры резания Θ от скорости резания v при расточке стали 45 ($s = 0{,}17$ *мм/об*; $t = 0{,}5$ *мм*) резцом (Т15К6; $\gamma = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 10°$; $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}1$ *мм*):
1 — $HV = 161 \div 164$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 198 \div 202$ *кГ/мм²*; *3* — $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²*; *4* — $s = 0{,}07$ *мм/об*; $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²*

Достоверность изложенных представлений о влиянии температуры и скорости резания на характер износа резцов из сплава Т15К6 подтверждается следующим образом. Используя кривые v — T (см. рис. 56, *а*) и зависимости температуры резания от скорости (рис. 61), построим для стали 45 следующие графики: стойкость — температура резания Θ. Поскольку интенсивность диффузионного износа определяется температурой, есть основания утверждать, что значения стойкостей инструмента, полученные в зоне действия этого вида износа, расположатся для данного обрабатываемого материала по одной кривой T — Θ независимо от степени упрочнения этого материала и элементов режима резания. Из приведенных на рис. 62 данных видно, что ряд значений стойкостей резцов, полученных для различных скоростей резания, подач и степеней упрочнения стали 45, располагается на одном участке кривой T — Θ. Сопоставляя рис. 56, *а* и 62, видим, что эти значения стойкостей соответствуют правым участкам кривых v — T. Следовательно, на указанных участках стойкостных кривых имеет место диффузионный износ.

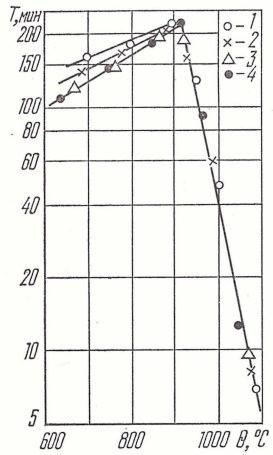


Рис. 62. Зависимость стойкости T твердосплавных резцов (Т15К6; $\gamma = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 10°$; $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}1$ *мм*) от температуры резания Θ при расточке стали 45 ($v = 80 \div 400$ *м/мин*; $s = 0{,}17$ *мм/об*; $t = 0{,}5$ *мм*): *1* — $HV = 161 \div 164$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 198 \div 202$ *кГ/мм²*; *3* — $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²*; *4* — $s = 0{,}07$ *мм/об*; $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²*.

Интенсивность адгезионного износа [65] мало зависит от температуры резания. Поэтому зависимости стойкости инструмента от температуры резания, построенные для упрочненной и неупрочненной сталей, не будут совмещаться в зоне действия адгезионного износа. Согласно рис. 62 значения стойкостей резца, соответствующие левым участкам стойкостных кривых, приведенных на рис. 56, *а*, в координатах T, Θ не ложатся на одну линию. Эти значения стойкостей образуют семейство линий, каждая из которых соответствует определенной твердости обрабатываемой стали. Описанное явление свидетельствует о преобладающем

воздействии адгезионного износа на стойкость резцов в области левых участков стойкостных кривых. Результаты изучения микрофотографий износа задней поверхности резцов из твердого сплава Т15К6 подтвердили сказанное.

При расточке упрочненных и неупрочненных сталей 10 и У8А имеет место такое же влияние температуры и скорости резания на вид и интенсивность износа инструмента.

Располагая приведенным выше материалом, выясним причину различия стойкостей инструмента при обработке упрочненной и неупрочненной сталей. Ранее отмечалось, что увеличение степени упрочнения стали вызывает снижение стойкости резцов при ее расточке в диапазоне скоростей резания, расположенных в зоне действия адгезионного износа. Если предположить, что отношение твердостей инструментального и обрабатываемого материалов ($H_{и.м}$ и $H_{о.м}$) при обработке упрочненной и неупрочненной сталей не равны, то и интенсивность адгезионного износа, определяемая этим отношением, в обоих случаях будет различной. При этом интенсивность адгезии, согласно исследованиям Т. Н. Лоладзе [65], будет тем выше, чем меньше отмеченное отношение.

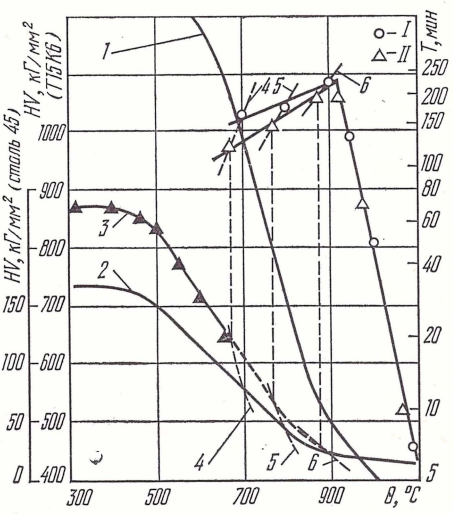


Рис. 63. Зависимость твердости HV сплава Т15К6 (*1*), неупрочненной (*2*) и упрочненной (*3*) стали 45 от температуры Θ; стойкости T резцов (Т15К6) от температуры резания Θ при расточке неупрочненной (*I*) и упрочненной (*II*) стали 45 на скоростях 80 *м/мин* (*4*), 120 *м/мин* (*5*) 180 *м/мин* (*6*).

Для оценки влияния величины $H_{и.м}/H_{о.м}$ на стойкость инструмента при расточке стали 45 на одном графике (рис. 63) были построены кривые T — Θ (по данным рис. 62) и зависимости твердости инструментального (Т15К6) и обрабатываемого материалов от температуры, полученные на основании исследований авторов и данных А. И. Бетанели

[15]. Из рис. 63 следует, что разупрочнение стали 45 происходит в интервале температур 500—900° С независимо от ее исходной твердости.

Рассмотрим зависимости отношения твердостей инструментального и обрабатываемого материалов от температуры резания, приведенные на рис. 64 и построенные по данным рис. 63. Из рисунка следует, что в интервале температур 650—920° С это отношение меньше в случае расточки упрочненной стали 45. Сопоставляя рис. 63 и 64, видим, что разница отношений $H_{и.м}/H_{о.м}$ при обработке упрочненной и неупрочненной сталей со скоростью 80 *м/мин* хорошо согласуется с величиной понижения стойкости резцов при расточке упрочненной стали в сравнении с неупрочненной на той же скорости резания. Это соответствие имеет место в диапазоне условий резания, при которых адгезионный износ является доминирующим, стойкость инструмента определяется отношением твердостей инструментального и обрабатываемого материалов, а температура резания воздействует на стойкость только косвенно, через изменение этого отношения. Нарушение рассматриваемого соответствия при возрастании скорости резания до 180 *м/мин* вызвано возникновением и усилением диффузионных процессов, интенсивность которых для данной пары инструментального и обрабатываемого материалов определяется лишь температурой [65]. А поскольку температура резания при расточке упрочненной стали ниже температуры при расточке неупрочненной стали, интенсивность диффузионного износа в первом случае будет меньше, чем во втором. Таким образом, при обработке упрочненной и неупрочненной сталей диффузионный износ оказывает на стойкость инструмента воздействие, противоположное воздействию адгезионного износа. Поэтому на восходящих участках стойкостных кривых (см. рис. 56), вблизи их максимумов,

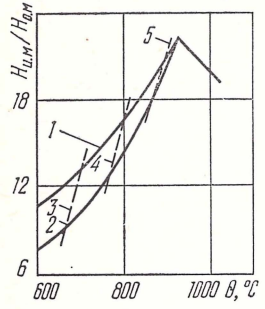


Рис. 64. Зависимость отношения твердостей инструментального и обрабатываемого материалов $H_{и.м}/H_{о.м}$ от температуры резания θ при расточке стали 45 твердосплавным резцом (Т15К6; $\gamma = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 10°$; $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}1$ *мм*) с подачей 0,17 *мм/об* при глубине резания 0,5 *мм*:

1 — $HV = 161 \div 164$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²*; *3* — $v = 80$ *м/мин*; *4* — $v = 120$ *м/мин*; *5* — $v = 180$ *м/мин*.

где наблюдаются оба вида износа, разницы в стойкостях резцов при обработке упрочненной и неупрочненной сталей почти нет.

На правых крутопадающих участках стойкостных кривых, где решающую роль в процессе износа играют диффузионные процессы, снижение температуры резания при увеличении степени упрочнения обрабатываемой стали приводит к существенному росту стойкости инструмента.

Сопоставляя кривые, приведенные на рис. 60, 62, 64, видим, что благоприятное изменение (увеличение) отношения твердостей инструментального и обрабатываемого материалов приводит к уменьшению относительного износа и повышению стойкости инструмента, и наоборот. Точки перегибов этих кривых совпадают между собой, хотя, как показал А. Д. Макаров [67], такое совпадение для зависимостей относительного износа и стойкости инструмента от температуры резания в общем случае необязательно. Как отмечалось выше, точки перегибов зависимостей $v - T$ при обработке сталей 10, 45 и У8А соответствуют различным температурам резания. В районе максимумов стойкостных кривых [65] начинается процесс быстрого растворения компонентов твердого сплава в обрабатываемом материале (диффузия). Начало диффузии для данного твердого сплава зависит при этом от химического состава обрабатываемого материала. Авторами установлено, что увеличение содержания углерода в стали отодвигает начало диффузии в сторону более высоких температур резания. Уменьшение содержания углерода в стали приводит к ослаблению нарастания диффузионного износа при увеличении температуры резания, что подтверждается следующим. Показатели относительной стойкости m для правых участков стойкостных кривых (рис. 56), характеризующие степень нарастания диффузионного износа, при расточке сталей У8А, 45 и 10 соответственно равны 5,0; 4,8 и 4,0.

На рис. 65, *а—и* приведены микрофотографии передней и задних (главной и вспомогательной) поверхностей резца (Т15К6; $\gamma = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 10°$; $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 15°$, $r = 0{,}1$ *мм*) при расточке упрочненной и неупрочненной сталей 45, откуда следует, что износ передней поверхности резца происходит с образованием лунки, перед которой имеется фаска. По бокам лунки возникают две продольные выемки. С увеличением скорости резания эти выемки уменьшаются в размерах и исчезают, ширина лунки остается

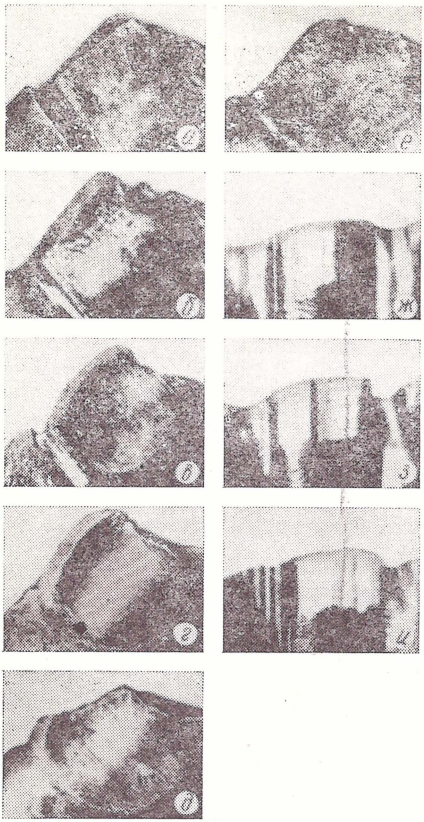


Рис. 65. Микрофотография износа (×22) передней (*а* — *е*) и задних (*ж* — *и*) поверхностей твердосплавного резца при расточке стали 45 ($t = 0{,}5$ *мм*);
а — *в*, *е*, *з*, *и* — $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²*; *г*, *д*, *ж* — $HV = 161 \div 164$ *кГ/мм²*; *а*, *е*, *ж* — *и* — $v = 80$ *м/мин*; *б* — $v = 180$ *м/мин*; *в* — *д* — $v = 400$ *м/мин*; *е*, *и* — $s = 0{,}07$ *мм/об*; *а* — *д*, *ж*, *з* — $s = 0{,}17$ *мм/об*

неизменной, глубина ее увеличивается, а длина уменьшается. Увеличение скорости резания при расточке упрочненной стали от 80 до 400 *м/мин* приводит к уменьшению длины лунки от 0,85 до 0,60 *мм* (рис. 65, *а* — *в*). При уменьшении подачи длина лунки также уменьшается (рис. 65, *е*).

Отличие процессов износа передней поверхности резцов при обработке упрочненной и неупрочненной сталей на одной и той же скорости резания заключается в том, что в первом случае длина лунки на 10—30% меньше, чем во втором. Так, при расточке упрочненной стали 45 со скоростью 400 *м/мин* длина лунки равна 0,60 *мм*, а при расточке неупрочненной стали 45 на той же скорости резания — 0,85 *мм* (рис. 65, *в*, *г*). Полученные результаты согласуются с экспериментальными данными по влиянию скорости резания и степени упрочнения стали на длину контакта стружки с резцом.

Форма износа задних поверхностей резцов не зависит от степени упрочнения обрабатываемой стали (рис. 65, *ж*, *з*) при изменении скорости резания в диапазоне 80—400 *м/мин* и выражается в образовании на этих поверхностях фасок износа и продольных выемок. При уменьшении подачи число таких выемок на вспомогательной задней поверхнос-

ти возрастает (рис. 65, *и*). На главной задней поверхности образуется лишь одна выемка. Процесс возникновения продольных выемок на поверхностях инструмента подобен описанному в [31, 152].

Авторами настоящей монографии установлено, что при ширине фаски износа по главной задней поверхности, равной 0,5—0,6 *мм*, лунка выходит на эту поверхность и происходит скол вершины резца (рис. 65, *д*). Поэтому такую ширину фаски износа следует брать за критерий затупления

ТАБЛИЦА 5

Марка стали	$C_1 \cdot 10^{10}$	m_1	y_1	n_1
10	4,1	4,2	0,21	0,75
45	14,1	4,8	0,25	0,90
У8А	12,2	5,0	0,26	1,00

резцов из твердого сплава Т15К6 при расточке упрочненных до различной степени сталей 10, 45 и У8А.

Обработка результатов экспериментов, приведенных на рис. 56, позволила получить зависимости, в которых отражается влияние скорости резания, подачи и твердости обрабатываемой стали на стойкость резцов при расточке. Для правых участков стойкостных кривых, где наблюдается диффузионный износ инструмента, получена зависимость

$$T = \frac{C_1 (HV)^{n_1}}{v^{m_1} S^{y_1}} . \qquad (24)$$

Значения коэффициента C_1 и показателей степени m_1, y_1 и n_1 приведены в табл. 5.

Левые участки стойкостных кривых, где преобладает адгезионный износ, описываются выражением

$$T = \frac{C_2 v^{m_2} S^{y_2}}{(HV)^{n_2}} . \qquad (25)$$

Из рис. 56 и 58 видно, что значения показателей степени m_2 и n_2 в формуле (25) будут зависимыми соответственно от степени упрочнения обрабатываемого материала и скорости резания. Значения m_2 и n_2, а также коэффициента C_2, являющегося функцией этих показателей степени, приведены в табл. 6.

Расчеты по формулам (24) и (25) с использованием табл. 5 и 6 могут производиться для диапазона подач 0,07—0,23 *мм/об* в случае расточки упрочненных сталей

ТАБЛИЦА 6

Марка стали	Твердость *HV*, *кГ/мм²*	Скорость резания *v*, *м/мин*	m_2	n_2	y_2	C_2
10	108—111	80	0,57	0,29	0,14	80
		120		0,23		60
		180		0,18		49
	158—160	80	0,63	0,29		63
		120		0,23		46
		180		0,18		36
	184—189	80	0,68	0,29		49
		120		0,23		36
		180		0,18		27
	222—229	80	0,74	0,29		38
		120		0,23		26
		180		0,18		20
45	161—164	80	0,39	0,58	0,16	730
		120		0,37		490
		180		0,20		100
	198—202	80	0,52	0,58		500
		120		0,37		130
		180		0,20		38
	234—236	80	0,60	0,58		280
		120		0,37		89
		180		0,20		22
У8А	177—180	80	0,40	0,72	0,16	1700
		120		0,44		340
		180		0,25		83
	209—211	80	0,57	0,72		615
		120		0,44		107
		180		0,25		23
	238—240	80	0,64	0,72		345
		120		0,44		76
		180		0,25		17

10 ($HV = 108 \div 229$ *кГ/мм²*), 45 ($HV = 161 \div 236$ *кГ/мм²*) и У8А ($HV = 177 \div 240$ *кГ/мм²*) твердосплавными (Т15К6) резцами со скоростями резания 80—400 *м/мин* при $t =$ $= 0{,}5$ *мм* без применения СОЖ. Геометрические параметры расточных резцов даны на рис. 57.

Из данных, приведенных в табл. 7 и на рис. 56, следует, что при расточке предварительно упрочненной стали в зоне действия диффузионного износа стойкость резцов в 1,3—2,0 раза выше, чем при расточке неупрочненной стали на тех же режимах обработки. Повышение стойкости инструмента зависит при этом от степени упрочнения стали и ее

ТАБЛИЦА 7

Марки стали	Скорость резания v, *м/мин*	Твердость		Стойкость, %
		HV, *кГ/мм²*	%	
10		108—111	100	100
		158—160	145	90
	80	184—189	170	80
		222—229	202	75
	215—400	108—111	100	100
	225—400	158—160	145	135
	240—400	184—189	170	165
	250—400	222—229	202	200
45		161—164	100	100
	80	198—202	123	87
		234—236	145	84
	190—400	161—164	100	100
	200—400	198—202	123	130
	210—400	234—236	145	160
У8А		177—180	100	100
	80	209—211	118	89
		238—240	134	84
	180—400	177—180	100	100
	190—400	209—211	118	127
	200—400	238—240	134	155

марки. Поэтому расточку упрочненных деформирующим протягиванием сталей следует производить на скоростях резания, соответствующих правым участкам стойкостных кривых. При этом следует стремиться работать вблизи максимумов этих кривых, так как незначительное увеличение скорости резания в зоне действия диффузионного износа приводит к резкому снижению стойкости инструмента.

Иногда в производственных условиях расточка не может производиться на высоких скоростях резания, которые соответствуют правым участкам кривых $v - T$ (обработка глубоких отверстий, работа на станках-автоматах и т. д.).

В таких случаях следует работать на скоростях резания, соответствующих левым восходящим участкам стойкостных кривых, в зоне преобладающего действия адгезионного износа. Как следует из рис. 56 и табл. 6, в этой зоне увеличение степени упрочнения обрабатываемой стали приводит к понижению стойкости резцов на 10—25%. Дополнительные затраты на инструмент, вызванные таким уменьшением стойкости резцов, незначительны по сравнению с общим экономическим эффектом, полученным от внедрения обработки отверстия по схеме деформирующее протягивание — расточка.

Наряду со стойкостью твердосплавных расточных резцов рассматривались также вопросы износа и стойкости режущих протяжек, работающих по упрочненному металлу.

Изучение задней поверхности зубьев протяжки (сталь Р18) под микроскопом показало, что при протягивании стали 45 в состоянии поставки и упрочненной деформирующим протягиванием преобладает адгезионный износ. Исключение составляют лишь первые черновые зубья протяжки, работающие по поверхности дефектного слоя металла. (В качестве заготовок применялись горячекатаные трубы без предварительной очистки отверстия.) На задней поверхности этих зубьев наряду с адгезионными вырывами металла наблюдались продольные риски, характерные для абразивного износа, что обусловливалось в данном случае наличием твердых частиц в дефектном слое металла (окалины, ржавчины, песка и пр.). В процессе стойкостных исследований износ первых зубьев протяжки, срезавших дефектный слой металла толщиной 0,15—0,20 *мм*, не принимался во внимание, так как этот износ был менее интенсивным, чем адгезионный износ последующих зубьев, работавших по глубоким слоям металла.

Для того чтобы на результаты описанных ниже исследований не оказывало влияния различие в качестве изготовления нескольких протяжек, что практически всегда имеет место, опыты проводились одной протяжкой до полного ее затупления в два этапа. На первом этапе протягивались заготовки, изготовленные из трубы в состоянии поставки, на втором этапе — заготовки, предварительно обработанные деформирующей протяжкой.

Д. К. Маргулис [68] показал, что наиболее правильным критерием затупления черновых зубьев протяжек, работающих с толщинами среза 0,05—0,4 *мм*, следует считать

величину радиуса округления режущей кромки, равную 0,03 *мм*. Для чистовых зубьев, которые работают с подъемами на зуб 0,01—0,02 *мм*, эта величина не должна превышать 0,02 *мм*. Однако определение радиуса округления режущей кромки является сложным и трудоемким процессом [68]. Измерение фаски износа задней поверхности с увеличением × 30 — × 100 не представляет затруднений и может производиться непосредственно на станке.

ТАБЛИЦА 8

Вид обработки	Стойкость обработки деталей по периодам, шт.						Число деталей в партии, шт.	Средняя стойкость протяжки за период стойкости		Понижение стойкости протяжки, %
	1	2	3	4	5	6		шт.	*мин*	
Протягивание стали 45:										
неупрочненной	1300	990	1050	1350	1550	950	7190	1200	18	—
упрочненной	950	1040	1030	1020	1010	—	5050	1010	15,4	16

Поэтому с целью обнаружения связи между критериями затупления протяжки [68] и величинами фасок износа задней поверхности зубьев была проведена специальная серия опытов. Установлено, что при протягивании стали 45 радиусам округления режущей кромки, равным 0,03 *мм* для черновых зубьев и 0,02 *мм* для чистовых зубьев, соответствуют фаски износа задней поверхности, равные соответственно 0,35—0,40 и 0,20—0,25 *мм*. Эти величины фасок износа и были приняты в качестве критериев затупления черновых и чистовых зубьев протяжки.

Поскольку протяжка была сконструирована с учетом различных критериев затупления для черновой и чистовой частей, затупление всех ее зубьев происходило одновременно.

Стойкость протяжки при работе по упрочненной деформирующим протягиванием стали 45 ($HV = 250$ *кГ/мм*^{2}), как это видно из приведенных в табл. 8 экспериментальных данных, на 16% ниже стойкости протяжки, работающей по неупрочненной стали 45 ($HV = 205$ *кГ/мм*^{2}).

Опыты показали, что разница отношений твердостей инструментального и обрабатываемого материалов при протягивании неупрочненной и упрочненной стали 45 хорошо согласуется с указанной разницей стойкостей протяжки.

Таким образом, влияние предварительного упрочнения сталей деформирующим протягиванием на стойкость инструмента зависит от природы его износа и может быть двояким. В зоне действия адгезионного износа (протягивание, расточка на низких скоростях резания) стойкость инструмента несколько снижается (на 10—25%) при увеличении степени упрочнения обрабатываемой стали, а в зоне действия диффузионного износа (расточка на высоких скоростях резания) она повышается на 30—100%.

3. Физико-механические свойства поверхностного слоя металла

Целью описанных ниже исследований было выявление влияния комбинированной деформирующе-режущей обработки на физико-механические свойства поверхностного слоя обрабатываемых сталей (микроструктуру, глубину и интенсивность упрочнения, а также остаточные напряжения).

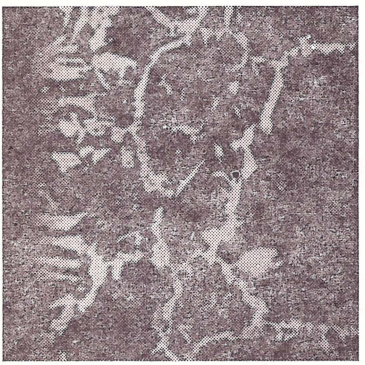


Рис. 66. Микроструктура поверхностного слоя горячекатаной трубы (× 100).

Как отмечалось выше, после деформирующего протягивания с деформациями 3—25% микроструктура основной массы металла не изменяется (см. рис. 40, *б*), а в его тонком поверхностном слое образуется текстура (см. рис. 40, *а*). Аналогичные результаты получены авторами также при деформирующем протягивании предварительно необработанных горячекатаных и холоднотянутых труб, имеющих поверхностный дефектный слой. Из рис. 66, где показана микроструктура поверхностного слоя горячекатаной трубы (сталь 45), видно, что у поверхности отверстия расположена обезуглероженная зона с повышенным количеством феррита. Микроструктура более глубоких слоев металла пред-

ставляет собой перлит с ферритными прослойками на границах зерен. Исследование распределения микротвердости по толщине стенки такой трубы в исходном состоянии показывает (рис. 67, кривая *1*), что обезуглероженный поверхностный слой металла имеет пониженную твердость

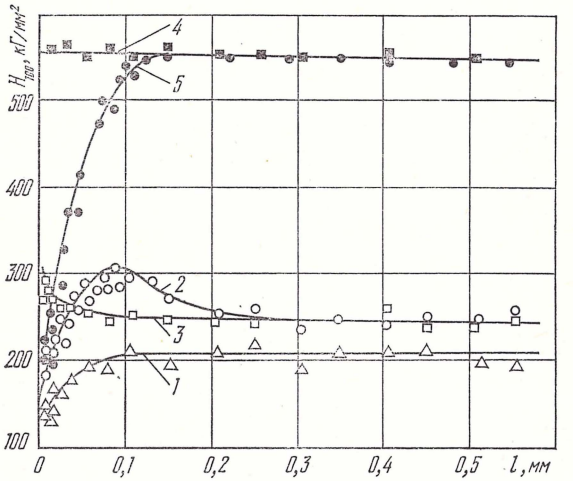


Рис. 67. Распределение микротвердости H_{100} по толщине стенки втулок, изготовляемых из горячекатаной трубы (l — расстояние от поверхности отверстия):

1 — заготовка в исходном состоянии; *2* — после деформирующего протягивания (суммарная пластическая деформация 12%); *3* — после деформирующе-режущего протягивания (суммарная пластическая деформация 12%, срезаемый припуск на сторону 0,2 *мм*); *4* — после деформирующе-режущего протягивания и термообработки ТВЧ; *5* — после деформирующего протягивания и термообработки ТВЧ.

по сравнению с основной массой металла. Деформирующее протягивание горячекатаной трубы с деформацией 12% вызывает заметную пластическую деформацию поверхностного слоя стали 45 (рис. 68, *а*). Шероховатость поверхности отверстия при этом уменьшается, однако отдельные раковины глубиной до 0,2—0,8 *мм* остаются на обработанной поверхности (рис. 68, *б*). В процессе деформирующего протягивания обрабатываемые стали получают значительное упрочнение, причем в случае обработки заготовок с обезуглероженным слоем максимум микротвердости располагается на некотором расстоянии от поверхности отверстия,

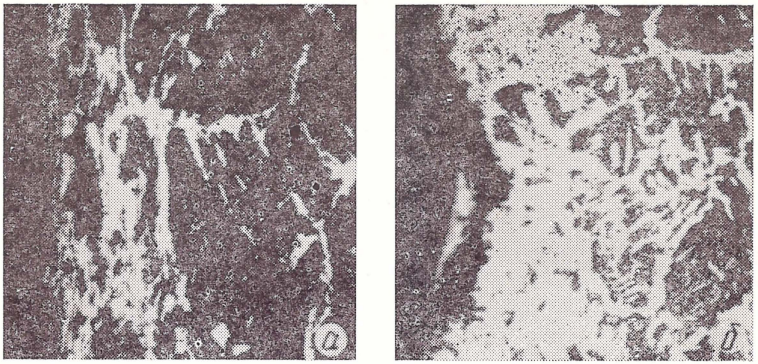


Рис. 68. Микроструктура поверхностного слоя (× 100) втулки (заготовка — труба 83 × 9,5 ГОСТ 8732—70, сталь 45) после деформирующего протягивания:

а — участок поверхности, не имевший раковин до обработки; *б* — участок поверхности, имевший раковину металлургического происхождения.

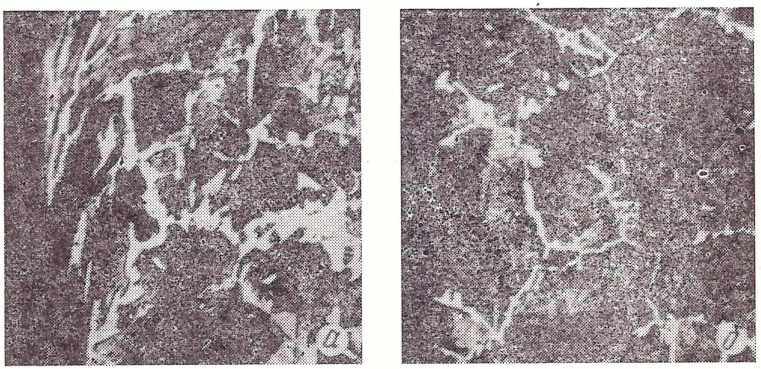


Рис. 69. Микроструктура поверхностного слоя втулки (× 100) (заготовка — труба 83 × 9,5 ГОСТ 8732—70, сталь 45) после деформирующего протягивания:

а — при износе зубьев режущей протяжки по задней поверхности $h_з = 0{,}4 \div 0{,}5$ *мм*; *б* — при обработке режущей протяжкой после переточки.

равном толщине обезуглероженного слоя (см. рис. 67, кривая *2*).

Чистовая обработка стали резанием после деформирующего протягивания позволяет удалить обезуглероженный слой металла и раковины. При этом поверхностный слой предварительно упрочненного металла в процессе обработ-

ки резанием получает дополнительное упрочнение (см. рис. 67, кривая *3*). При работе затупленным инструментом интенсивность дополнительного упрочнения может быть значительной. Так, в процессе режущего протягивания затупленной протяжкой ($h_з = 0{,}4 \div 0{,}5$ *мм*) стали 45, предварительно упрочненной деформирующим протягиванием, зна-

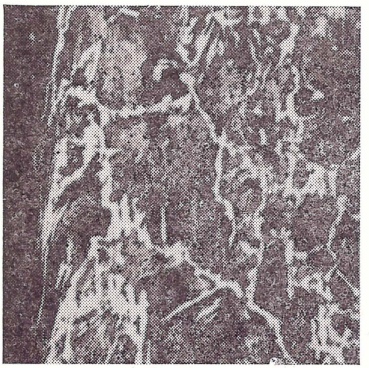


Рис. 70. Микроструктура поверхностного слоя втулки (× 100) из стали 45, обработанной по схеме деформирующее протягивание — развертывание (развертка — сталь Р18; $d = 32$ *мм*; $\gamma = 0°$; $\alpha = 6°$; $\varphi = 12°$; $z = 11$), $v = 3$ *м/мин* и $s = 0{,}06$ *мм/об*.

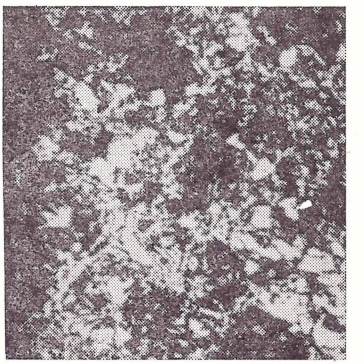


Рис. 71. Микроструктура поверхностного слоя втулки (×200) (заготовка — труба 83 × 9,5 ГОСТ 8732—70, сталь 45) после деформирующего протягивания и термообработки ТВЧ.

чение микротвердости в поверхностном слое толщиной 0,02 *мм* достигает 400—450 *кГ/мм*^{2}, и в этом слое образуется текстура (рис. 69, *а*). После обработки упрочненных сталей острым инструментом текстура не наблюдается (рис. 69, *б*), за исключением тех случаев, когда величина срезаемого припуска меньше толщины текстурованного в процессе деформирующего протягивания металла. Неполное срезание этого слоя наблюдалось при использовании в качестве чистовой операции развертывания и шлифования с малыми величинами срезаемого припуска (порядка 0,02—0,05 *мм*). На рис. 70 показана микроструктура стали 45, обработанной по схеме, деформирующее протягивание — развертывание с припуском 0,03 *мм* на сторону (суммарная пластическая деформация 12%). Толщина текстурованного слоя после деформирующего протягивания в этом случае равнялась 0,07—0,09 *мм*. На микрофотографии видна часть

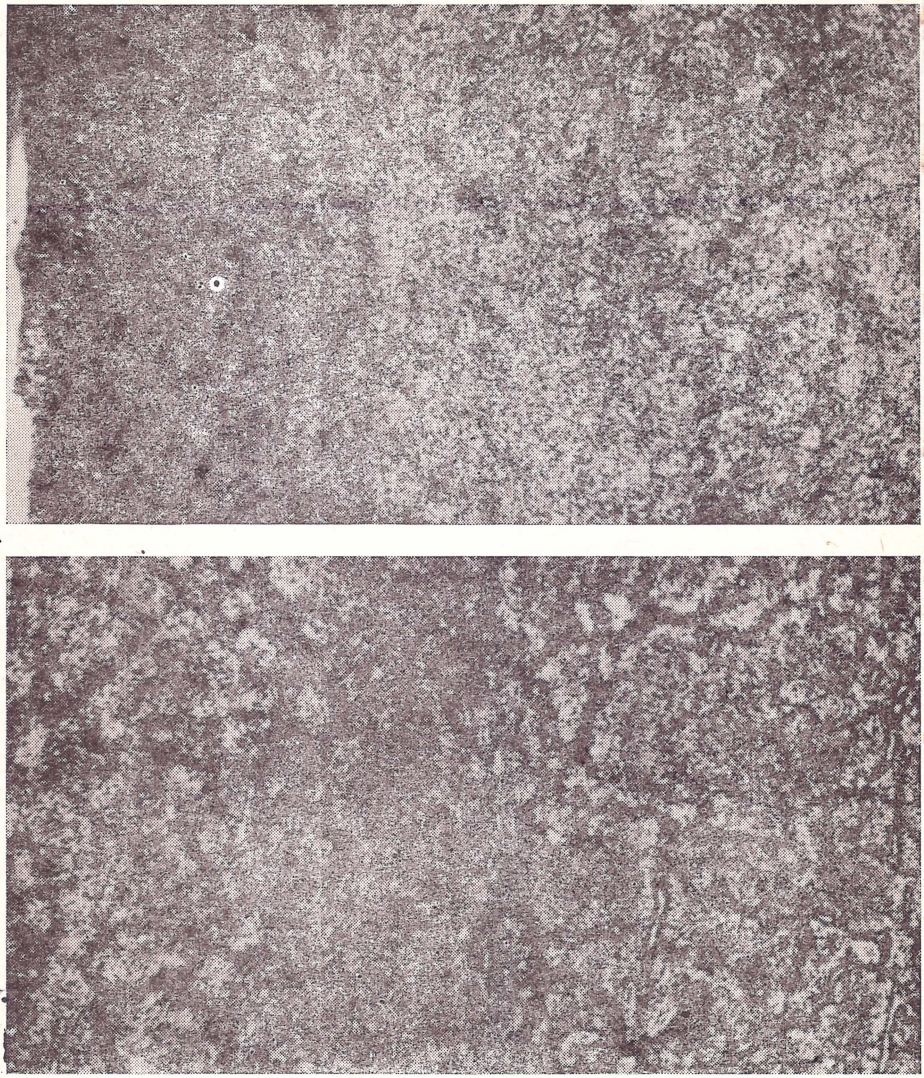
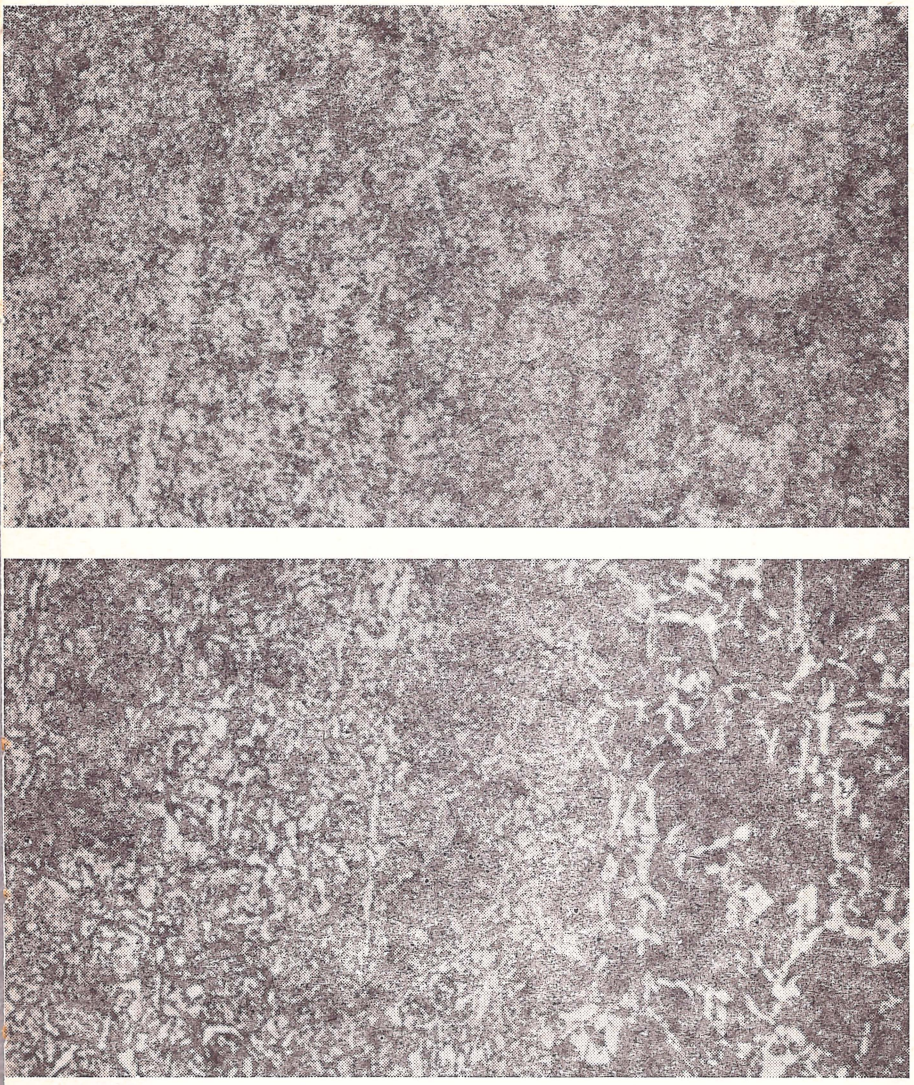


Рис. 72. Микроструктура поверхностного слоя втулки (× 100) (заготовка т
вания и термообработки ТВЧ.



3 × 9,5 ГОСТ 8732—70, сталь 45 после деформирующе-режущего протяги-

этого слоя толщиной 0,05 *мм*, оставшаяся у поверхности отверстия после развертывания.

С целью повышения износостойкости поверхности отверстий в ряде случаев при изготовлении деталей типа втулок и гильз после механической обработки используют термическую. В процессе исследований две партии втулок, изготовленных из горячекатаных труб, после обработки отверстия деформирующим (первая партия) и деформирующе-режущим протягиванием (вторая партия) были подвергнуты термообработке ТВЧ с целью получения поверхностного слоя металла твердостью 48—52 *HRC*. Изучение микрошлифов показало, что наличие обезуглероженного слоя в первой партии деталей не позволило получить в процессе термообработки в поверхностном слое толщиной 0,10—0,12 *мм* требуемую твердость (см. рис. 67, кривая *5*). Микроструктура этого слоя представляет собой феррит и троостит с различными количественными соотношениями этих составляющих на различных участках (рис. 71). Лишь в более глубоких слоях металла втулок этой партии была получена требуемая твердость. Во второй партии деталей обезуглероженный слой металла был удален режущей протяжкой. Поэтому на втулках, обработанных деформирующе-режущим протягиванием с последующей термообработкой ТВЧ, был получен закаленный поверхностный слой металла (48—52 *HRC*) толщиной 4—4,5 *мм* с мартенситной структурой (см. рис. 67, кривая *4*). На расстоянии 4,5—5 *мм* от поверхности отверстия начинается сердцевина стенок втулок, имеющая исходную ферритно-перлитную структуру (рис. 72).

На рис. 73—75 представлены эпюры распределения тангенциальных остаточных напряжений в поверхностном слое втулок из сталей 10, 45, У8А и Х18Н10Т, обработанных различными способами. Перед обработкой втулки имели следующие размеры: наружный диаметр — 43—45 *мм*; диаметр отверстия — 30—32 *мм*; длину — 60 *мм*.

Опыты показали, что в процессе расточки, режущего протягивания, развертывания и шлифования неупрочненных сталей исследуемых марок с режимами обработки, рекомендуемыми нормативами, в слоях металла, расположенных у поверхности отверстий, возникают остаточные растягивающие напряжения (рис. 73, 74).

Известно [119], что в процессе деформирующего протягивания в поверхностных слоях металла чаще всего возникают благоприятные сжимающие остаточные напряжения.

Эпюры распределения этих напряжений представляют собой характерные кривые с максимумом, расположенным на некотором расстоянии от поверхности отверстия. На рис. 73, 74 показаны такие эпюры, полученные авторами при деформирующем протягивании исследуемых сталей с натягами 0,2 *мм* и с суммарной пластической деформацией

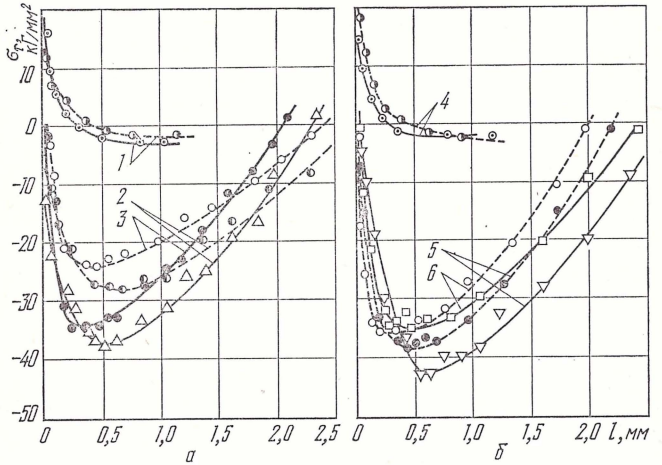


Рис. 73. Распределение тангенциальных остаточных напряжений σ_τ по толщине стенки во втулках из сталей 10, У8А (штриховые кривые) и 45, Х18Н10Т (сплошные кривые), обработанных режущим (*1, 4*), деформирующим (*2, 5*) и деформирующе-режущим (*3, 6*) протягиванием (*а* = 0,2 *мм*; $\Sigma\varepsilon$ = = 2,1 *мм*; срезаемый припуск на сторону равен 0,2 *мм*):
а — кривые распределения для сталей 10 и 45; *б* — для сталей У8А и Х18Н10Т.

2,1 *мм*. Из рис. 73, 74 следует, что возникающие в процесе деформирующего протягивания остаточные напряжения значительны по величине и распространяются на глубину до 2—2,5 *мм*. Поэтому их величина и характер распределения оказывают решающее влияние на величину и характер распределения остаточных напряжений при комбинированной деформирующе-режущей обработке. Изложенное подтверждается данными рис. 73, 74, анализ которых показывает, что эпюры остаточных напряжений, полученные при деформирующем протягивании и комбинированной обработке (с использованием в качестве чистовой операции режущего протягивания, развертывания и шлифования), сходны между собой. Однако в случае комбини-

рованной обработки максимумы кривых остаточных напряжений расположены ближе к поверхности отверстий, а величина этих напряжений несколько ниже, чем при деформирующем протягивании. Уменьшение величины припуска, удаляемого резанием, приводит к сближению кривых, показанных на рис. 74. При припусках порядка 0,05 *мм* и меньше эти кривые практически накладываются независимо от вида обработки резанием.

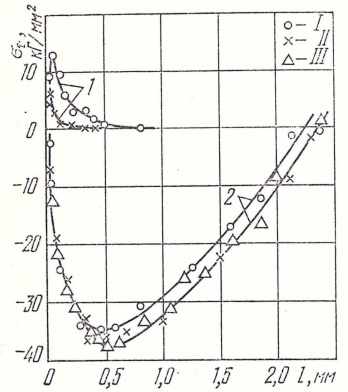


Рис. 74. Распределение тангенциальных остаточных напряжений по толщине стенки во втулках из стали 45, обработанных развертыванием (*I*), шлифованием (*II*) и деформирующим протягиванием (*III*) ($\Sigma\varepsilon = 2{,}1$ *мм*; $a = 0{,}2$ *мм*):

1 и *2* — развертывание и шлифование до и после деформирующего протягивания с припусками соответственно 0,1 и 0,05 *мм*.

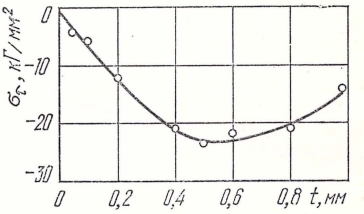


Рис. 75. Зависимость тангенциальных остаточных напряжений σ_τ у поверхности отверстия ($l = 0{,}05$ *мм*) от глубины резания t при расточке предварительно упрочненной деформирующим протягиванием ($\Sigma\varepsilon = 2{,}1$ *мм*; $a = 0{,}2$ *мм*) стали 45 ($v = 270$ *м/мин*; $s = 0{,}17$ *мм/об*) резцом (Т15К6; $\gamma = 15°$; $\alpha = \alpha_1 = 10°$; $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}1$ *мм*).

Приведенная на рис. 75 зависимость величины тангенциальных остаточных напряжений у поверхности отверстия после ее обработки деформирующим протягиванием с последующей расточкой от глубины резания при расточке свидетельствует о том, что деформирующе-режущая обработка позволяет получить у поверхности отверстия остаточные сжимающие напряжения даже при значительной величине удаляемого припуска.

Таким образом, комбинированная деформирующе-режущая обработка оказывает благоприятное воздействие на физико-механические свойства поверхностного слоя отверстий. Величину, знак и характер распределения тангенциальных остаточных напряжений в этом слое можно задавать, изменяя условия комбинированной обработки.

4. Шероховатость и точность поверхности после деформирующе-режущей обработки

Как известно из работ [27, 29, 74, 165 и др.], свойства обрабатываемого материала во многом определяют характер и высоту микронеровностей обработанной поверхности. Рассмотрим, какое влияние оказывает упрочнение сталей деформирующим протягиванием на процесс формирования микропрофиля обработанной поверхности.

На рис. 76 приведены зависимости высоты продольных микронеровностей обработанной поверхности от скорости резания при свободном резании упрочненной и неупрочненной стали 10. Эти зависимости имеют максимумы, соответствующие зонам наиболее интенсивного наростообразования (см. рис. 46, 47, 49). Сказанное свидетельствует о значительном влиянии нароста на шероховатость обработанной поверхности. Выше было показано, что процесс резания упрочненной стали сопровождается менее интенсивным наростообразованием, чем обработка неупрочненной стали. Этим обстоятельством в значительной мере и объясняется существенное отличие шероховатости обработанных поверхностей при резании упрочненных и неупрочненных металлов. Анализируя рис. 46 и 47, видим, что механизм воздействия нароста на обработанную поверхность заключается не только в его периодическом сходе через заднюю грань инструмента, но и в изменении процесса пластического деформирования этой поверхности посредством изменения фактического радиуса округления режущей кромки инструмента.

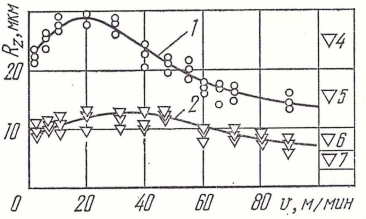


Рис. 76. Зависимости высоты продольных микронеровностей R_z от скорости резания при свободном строгании стали 10 с толщиной среза 0,1 *мм* резцом (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; СОЖ — сульфофрезол):
1 — $HV = 108 \div 111$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм²*.

Известно [33], что механизм образования продольных микронеровностей связан с процессом пластического деформирования обработанной поверхности вследствие распространения в ее сторону деформаций из зоны стружкообразования и трения между изделием и задней гранью инструмента. Как

уже рассматривалось выше, предварительно упрочненный металл имеет меньшую склонность к пластическому деформированию в процессе резания, чем неупрочненный. Кроме того, повышение степени предварительного упрочнения существенно снижает коэффициент трения на задней поверхности (см. рис. 53). Таким образом, отличие процессов пластического деформирования обработанных поверхностей должно вызывать отличие шероховатостей этих поверхностей при обработке упрочненного и неупрочненного металлов. Экспериментальные зависимости, приведенные на рис. 77, показывают, что предварительное упрочнение стали 45 позволяет существенно понизить шероховатость обработанной поверхности при расточке на высокой скорости (v = = 180 *м/мин*; t = 0,5 *мм*), т. е. в условиях, при которых нарост не существует. Понижение шероховатости поверхности на 1—2 класса при повышении степени предварительного упрочнения наблюдалось также при различных видах обработки сталей других марок (У8А, 12ХНЗА, 38ХМЮА, Х18Н10Т) как на низких, так и на высоких скоростях резания. При температурах резания порядка 900° С и выше влияние упрочнения на шероховатость поверхности ослабевает, что согласуется с данными работ [27, 29, 33]. Однако результаты проведенных экспериментов, в отличие от этих данных, показывают, что влияние упрочнения на шероховатость поверхности существует даже при скоростях резания порядка 400 *м/мин*. Так, расточка упрочненной стали 45 на этой скорости позволяет получить снижение шероховатости поверхности на один класс по сравнению с расточкой неупрочненной стали 45. Это явление объясняется тем,

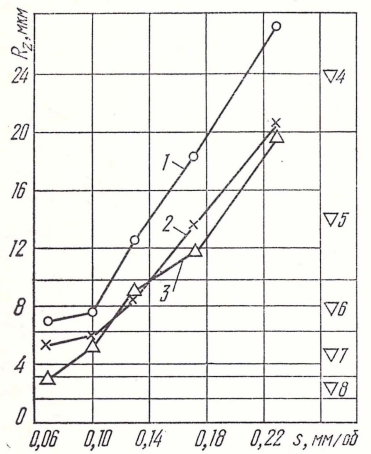


Рис. 77. Зависимости высоты поперечных микронеровностей R_z от подачи при расточке стали 45 резцом (Т15К6; $\gamma = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 10°$; $\varphi = 60$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}1$ *мм*):
1 — $HV = 161 \div 164$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 198 \div 202$ *кГ/мм²*; *3* — $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²*.

что температура резания в первом случае на 7—8% ниже, чем во втором (см. рис. 61). Такая разность температур вызывает отличие процессов пластического деформирования обработанной поверхности и, как следствие, процессов формирования ее шероховатости.

Эксперименты показали, что влияние предварительного упрочнения на шероховатость поверхности при чистовой обработке сталей может быть выражено зависимостью

$$R_z = \frac{C_R}{HV^n}, \qquad (26)$$

где R_z — высота микронеровностей обработанной поверхности; n и C_R — соответственно показатель степени и постоянный коэффициент; HV — твердость упрочненной стали по Виккерсу.

На рис. 78 даны зависимости такого типа, полученные при режущем протягивании сталей, упрочненных до различной степени деформирующим протягиванием. Обработка экспериментальных данных позволила определить значения показателя степени n, отражающего влияние степени предварительного упрочнения на шероховатость поверхности. Установлено, что для сталей 10, 45, У8А, 12ХН3А, 38ХМЮА и Х18Н10Т значение соответственно равно 1,25; 1,0; 0,85; 1,15; 0,8 и 1,2.

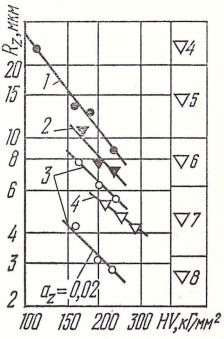


Рис. 78. Зависимости высоты продольных микронеровностей R_z от твердости сталей 10 (*1*), 12ХН3А (*2*), 45 (*3*) и 38ХМЮА (*4*), полученные при режущем протягивании (v = = 5 *м/мин*, a_z = = 0,05 *мм*, СОЖ — сульфофрезол) протяжкой (сталь Р18; γ = = 15°; α = 2°; глубина стружечной канавки h = 2,6 *мм*).

На примере расточки стали 10 (рис. 79) остро заточенным (ρ = 10 ÷ ÷ 12 *мкм*) резцом (сплав Т15К6; γ = 10°; $\alpha = \alpha_1$ = 10°; φ = 60°; φ_1 = 15°; r = 0,1 *мм*) рассмотрим особенности процесса образования поперечных микронеровностей.

При анализе профилограмм, представленных на рис. 79, удобно пользоваться зависимостью

$$R_z = R_{\text{теор}} \pm R_{\text{шер}}. \qquad (27)$$

Здесь R_z — высота гребешка, определяемая из профилограммы; $R_{\text{теор}}$ — высота теоретического профиля [33]; $R_{\text{шер}}$ — характеристика шероховатости поверхности, ко-

торая либо понижает (минус), либо повышает (плюс) величину R_z

Из рис. 79 видно, что профиль поперечных микронеровностей при расточке упрочненной стали 10 приближается к теоретическому (*2*), а при расточке неупрочненной — значительно отклоняется от него (*1*). При этом в период приработки резца высота микронеровностей в обоих случаях

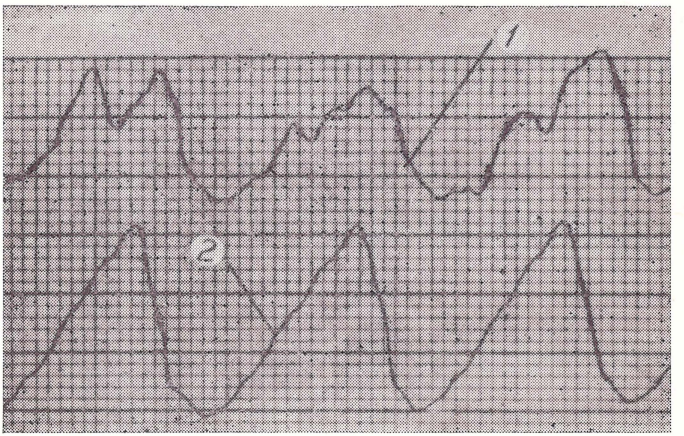


Рис. 79. Профилограммы обработанной поверхности (вертикальное увеличение × 1000, горизонтальное — × 200), полученные при расточке стали 10 острозаточенным резцом ($v = 80$ *м/мин*; $s = 0{,}17$ *мм/об*; $t = 0{,}5$ *мм*):
1 — $HV = 108 \div 111$ *кГ/мм²*, $R_z = 25$ *мкм*, ▽ 4; *2* — $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм²*, $R_z = 32$ *мкм*, ▽ 4.

находится в пределах одного класса шероховатости. При дальнейшей работе резца по неупрочненной стали шероховатость обработанной поверхности ухудшается, несмотря на срыв вершин гребешков. Это ухудшение происходит за счет значительного углубления впадин профиля. Шероховатость поверхности при расточке предварительно упрочненной стали мало изменяется по мере затупления резца. Это же явление наблюдалось и при режущем протягивании сталей, упрочненных деформирующим протягиванием (табл. 9).

Опыты показали, что при уменьшении величины срезаемого припуска шероховатость поверхности, обработанной резанием после деформирующего протягивания, понижается (рис. 80). Это явление объясняется уменьшением интен-

ТАБЛИЦА 9

Режущее протягивание упрочненной стали 45	Номер опыта	Высота микронеровностей R_z, *мкм*	Шероховатость поверхности
Острая протяжка ($\rho = 5$ *мкм*)	1	3,7	7а
	2	5,0	7б
	3	5,3	7а
	4	4,9	7б
	5	3,9	7б
Затупленная протяжка ($\rho = 25$ *мкм*)	1	5,5	7а
	2	7,2	6б
	3	6,3	7а
	4	5,9	7а
	5	5,0	7б

сивности упрочнения металла при удалении от поверхности отверстия.

Для выявления влияния комбинированной деформирующе-режущей обработки на точность отверстий авторами бы-

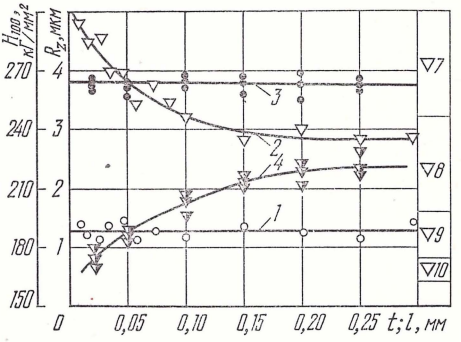


Рис. 80. Распределение микротвердости H_{100} по толщине стенки втулки из стали У8А в исходном состоянии (*1*) и после деформирующего протягивания (*2*) ($\Sigma\varepsilon = 2{,}1$ *мм*; $a = 0{,}2$ *мм*) и зависимости высоты микронеровностей R_z от величины снятого слоя t при развертывании втулок ($v = 3$ *м/мин*; $s = 0{,}6$ *мм/об*) в исходном состоянии (*3*) и после деформирующего протягивания (*4*) разверткой (сталь Р18; $d = 32$ *мм*; $\gamma = 0°$; $\alpha = 6°$; $\varphi = 12°$; $z = 11$).

ла поставлена специальная серия экспериментов в производственных условиях, в процессе проведения которых обрабатывалось отверстие диаметром $70^{+0,4}_{+0,2}$ *мм* в серийно выпускаемой втулке балансира трактора (рис. 81), изготовляемой из стали 45 (заготовка — горячекатаная труба). Для исследования были взяты две партии таких втулок по $\Sigma n = 200$ деталей в каждой. Отверстие в первой партии

было протянуто одной лишь режущей протяжкой (суммарный припуск — 1 *мм*). Вторая партия деталей была обработана деформирующе-режущим протягиванием (суммарная пластическая деформация — 5,4 *мм*; суммарный припуск — 1 *мм*). В качестве СОЖ в обоих случаях использовался сульфофрезол.

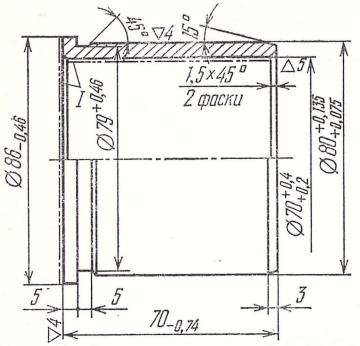


Рис. 81. Втулка балансира трактора.

Замеры диаметров отверстий втулок после протягивания показали, что точность деталей по овальности и по среднему диаметру в обоих партиях практически одинакова, а размер отверстия находится в пределах поля допуска.

После протягивания и исследования точности отверстий обе партии втулок в соответствии с заводским технологическим процессом со стороны отверстий подвергались поверхностной закалке ТВЧ (*I*) с целью получения твердости 52—55 *HRC* в поверхностном слое металла толщиной 2—3,5 *мм*. Сделанные после термообработки замеры диаметров отверстий втулок показали, что точность деталей по овальности в обеих партиях одинакова и удовлетворяет требованиям чертежа. Величина среднего диаметра отверстий втулок, обработанных одним лишь режущим протягиванием,

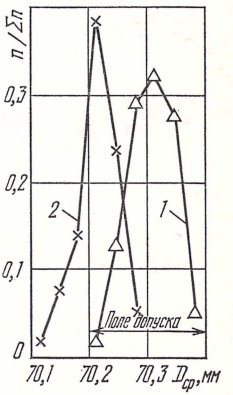


Рис. 82. Кривые распределения значений средних диаметров $D_{ср}$ втулок (сталь 45) после режущего протягивания с последующей термообработкой ТВЧ до твердости 52—55 *HRC* (*1*) и после деформирующе-режущего протягивания с термообработкой ТВЧ до той же твердости (*2*).

после термообработки также находится в пределах поля допуска (рис. 82, кривая *1*). В то же время не все значения среднего диаметра втулок, обработанных деформирующе-режущим протягиванием с последующей термообработкой, находятся в пределах поля допуска (кривая *2* нормального

распределения средних диаметров отверстий сдвинута влево относительно поля допусков на 0,1 *мм*). Очевидно, в процессе термообработки второй партии деталей произошла усадка отверстий на эту величину.

Полученное в процессе описанных выше исследований значение усадки отверстия было учтено при разработке конструкции комбинированной деформирующе-режущей протяжки для протягивания отверстия во втулке балансира трактора. Последующие производственные испытания показали, что средний диаметр всех втулок, обработанных этой протяжкой, после термообработки находится в пределах поля допуска.

Таким образом, использование деформирующе-режущей обработки позволяет понизить шероховатость обработанной поверхности на 1—2 класса по сравнению с обычной обработкой резанием. При этом уменьшение припуска на чистовую обработку приводит к понижению шероховатости. Точность отверстий после деформирующе-режущей обработки практически не отличается от точности отверстий, обработанных одним лишь резанием. Термообработка деталей после комбинированной обработки .вызывает изменение диаметра их отверстий на некоторую величину, что следует учитывать при разработке технологических процессов с термообработкой таких деталей.

5. Расчет и конструирование комбинированных протяжек для деформирующе-режущей обработки

Обработка отверстий по схеме деформирующее протягивание — резание включает две отдельные операции, при выполнении которых на универсальном оборудовании обычным инструментом требуется переустановка детали, при этом возникают погрешности базирования последней, что требует увеличения припуска на чистовую обработку. Поэтому следует считать перспективным создание комбинированных деформирующе-режущих инструментов, позволяющих производить обработку отверстий с одной установки, за счет чего снижается расход обрабатываемого металла и повышается производительность обработки отверстий.

Рассмотрим особенности конструирования наиболее простого комбинированного инструмента деформирующе-режущей протяжки. Такие протяжки, как показывает опыт,

могут успешно эксплуатироваться на серийно выпускаемых протяжных станках.

Известно [10, 126], что наибольшей прочностью обладают деформирующие элементы симметрично нагруженной формы. Поверхность их контакта с обрабатываемым материалом находится на равных расстояниях от их торцов, а высота выбирается из условия равнопрочности деформирующего элемента на изгиб и сжатие. При протягивании заготовок со значительной некруглостью отверстий или с

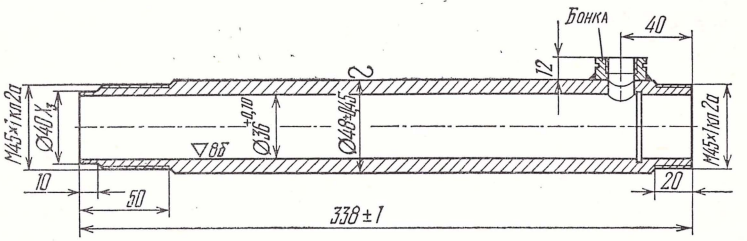


Рис. 83. Гильза силового гидроцилиндра, допускаемая кривизна образующих поверхности отверстия ($d = 36^{+0,10}$) которой не превышает 0,25 *мм* по длине детали.

большими колебаниями толщины стенки в радиальном направлении расчетную высоту деформирующих элементов следует увеличивать в 1,1—1,5 раза.

В процессе исследований по отработке конструкции деформирующе-режущих протяжек в лабораторных и производственных условиях было испытано около 150 твердосплавных деформирующих элементов симметрично нагруженной формы диаметром 20—80 *мм* при протягивании отверстий гильзы силового гидроцилиндра (рис. 83), втулки балансира трактора (см. рис. 81) и других подобных деталей, изготовленных из стали 45. В качестве заготовок при этом использовались горячекатаные и холоднотянутые трубы, некруглость отверстия которых, допускаемая ГОСТом, в ряде случаев достигала 5—7 *мм*. При исправлении такой значительной некруглости на первые деформирующие элементы протяжки действует неравномерная по окружности радиальная нагрузка. Поэтому их высота была увеличена в 1,4—1,5 раза по сравнению с рассчитанной по методике [126]. Высота последующих деформирующих элементов, работавших по исправленному отверстию с некруглостью порядка 0,05—0,10 *мм*, принималась рав-

ной расчетной. При протягивании деталей типа гидроцилиндров высота всех деформирующих элементов протяжки была увеличена в 1,5 раза по сравнению с расчетной, так как на этих деталях имелось утолщение стенки, вызванное приваркой бонки (рис. 83).

В процессе описываемых исследований не было случаев разрушения твердосплавных деформирующих элементов, хотя каждым из них осуществлялись деформации до 1—3%. Надежной работе деформирующей части протяжек также способствовала предложенная авторами конструкция дистанционных втулок [129], устанавливаемых между рабочими элементами.

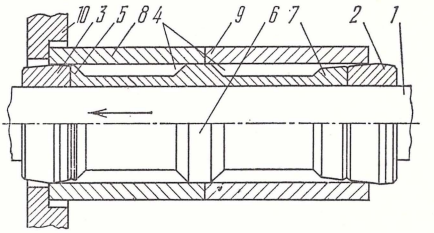


Рис. 84. Схема протягивания двух деталей деформирующей частью комбинированной сборной протяжки, снабженной дистанционными втулками новой конструкции.

Опыты показали, что применяемые до настоящего времени дистанционные втулки, имеющие гладкую наружную цилиндрическую поверхность, непригодны при протягивании предварительно необработанных отверстий. В процессе обработки таких отверстий с их поверхности рабочими конусами деформирующих элементов снимаются загрязнения (ржавчина, окалина, песок, заусеницы, отслоения металла и т. д.) и собираются в зазоре между деталью и дистанционной втулкой. Поскольку этот зазор с целью защиты торцов твердосплавных рабочих элементов от ударов о приспособления станка назначается небольшим (обычно по посадке A_5/X_5), загрязнения поверхности в нем не помещаются и напрессовываются на рабочие конуса, частично внедряясь в обработанную поверхность и значительно ухудшая ее качество. Нагрузка на деформирующие элементы при этом возрастает и ввиду неравномерности распределения загрязнений нередко становится сосредоточенной, что приводит к разрушению твердосплавных рабочих элементов.

На рис. 84 дана схема протягивания одновременно двух деталей деформирующей частью комбинированной сборной протяжки, снабженной предложенными авторами дистанционными втулками. Стрелкой показано направление

рабочего хода протяжки. Дистанционная втулка посажена на оправке *1* протяжки между деформирующими элементами *2* и *3* и снабжена кольцевым карманом *4* для размещения загрязнений обрабатываемой поверхности, защитным пояском *5*, опорным пояском *6* и направляющим конусом *7*, образующая которого является продолжением рабочего конуса деформирующего элемента *2*. При рабочем ходе протяжки с поверхности отверстий деталей *8* и *9* снимаются

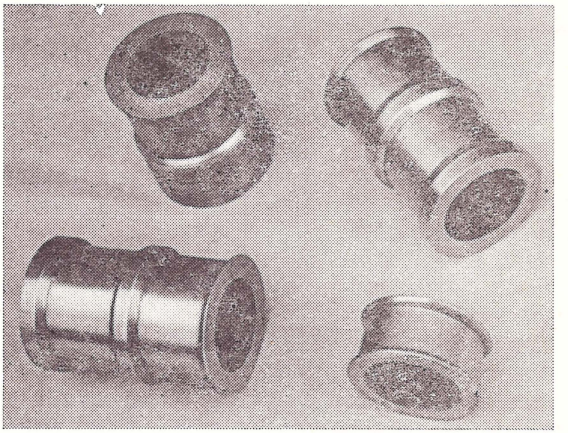


Рис. 85. Дистанционные втулки новой конструкции.

загрязнения и сходят по конусу *7* в кольцевой карман *4* дистанционной втулки. С помощью конуса *7* также обеспечивается направление деталей на рабочий конус деформирующего элемента *2*. В процессе обработки детали *8* и *9* опираются на поясок *6*, между поверхностью которого и поверхностью отверстий деталей предусмотрен зазор, обеспечиваемый подвижными посадками. Опорные пояски на дистанционных втулках необходимы в тех случаях, когда одновременно протягиваются несколько деталей, длина каждой из которых меньше расстояния между двумя соседними деформирующими элементами. Опорные пояски исключают в таких случаях возможность заклинивания деталей на протяжке вследствие опускания последних в кольцевой карман дистанционной втулки. Если в процессе обработки между соседними деформирующими элементами одновременно находится n деталей, то число опорных поясков при-

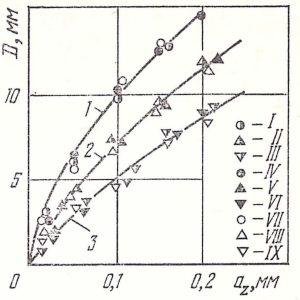
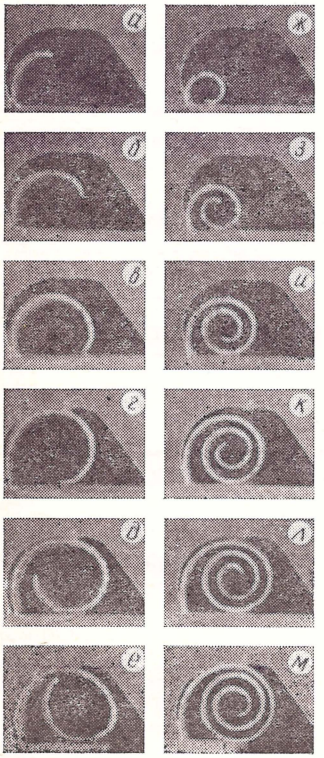


Рис. 86. Зависимость диаметра валика стружки D от толщины среза a_z при свободном резании стали 10 резцом (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; СОЖ — сульфофрезол):

I—III — $v = 1{,}25$ *м/мин*; *IV—VI* — $v = 5$ *м/мин*; *VII — IX* — $v = 20$ *м/мин*; *1* — $HV = 108 \div 111$ *кГ/мм²*; *2* — $HV = 184 \div 189$ *кГ/мм²*; *3* — $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм²*.

нимается равным $n - 1$. При обратном ходе протяжки защитный поясок *5* предохраняет твердосплавный деформирующий элемент *3* от ударов о приспособление *10* станка, а загрязнения, снятые с обработанной поверхности, выпадают из кольцевого кармана *4*.

На рис. 85 показаны дистанционные втулки деформирующей части комбинированной протяжки, использовавшейся при протягивании одновременно двух втулок балансира трактора (см. рис. 81).



Как было показано выше (см рис. 46, 47, 49), при обработке стали 10 инструментом с плоской передней гранью усадка и толщина стружки уменьшаются при увеличении степени упрочнения обрабатываемой стали. Установлено также, что при повышении твердости упрочненной стали диаметр валика стружки уменьшается (рис. 86). При этом для данной твердости стали диаметр валика стружки практически не зависит от скорости резания в диапазоне скоростей $v = 1{,}25 \div 20$ *м/мин*. Отмеченные явления применительно к

Рис. 87. Отдельные стадии процесса формирования валика стружки (× 2) при протягивании неупрочненной ($HV = 108 \div 111$ *кГ/мм²*) и упрочненной ($HV = 222 \div 229$ *кГ/мм²*) стали 10 протяжкой (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; $h = 4{,}8$ *мм*, СОЖ — сульфофрезол).

протягиванию представляют большой интерес, так как радиус валика стружки и ее толщина, наряду с маркой обрабатываемого материала, являются факторами, определяющими величину коэффициента помещаемости.

На рис. 87 показаны отдельные стадии формирования валика стружки в стружечной канавке глубиной $h = 4{,}8$ *мм* при протягивании неупрочненной (*а* — *е*) и упрочненной до твердости $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм*^{2} (*ж* — *м*) стали 10 с толщиной среза $a_z = 0{,}15$ *мм*. Представленные фотографии были зафиксированы при следующих длинах протягивания: *а*, *ж* — 11 *мм*; *б*, *з* — 19 *мм*; *в*, *и* — 24 *мм*; *г*, *к* — 32 *мм*; *д*, *л* — 42 *мм*; *е*, *м* — 48 *мм*. Из рисунка видно, что при протягивании упрочненной стали образуется несколько витков стружки еще до соприкосновения валика с дном канавки. При увеличении длины протягивания диаметр валика становится равным глубине канавки и в дальнейшем остается неизменным, а плотность валика увеличивается за счет уменьшения зазора между витками. В момент достижения предельной длины протягивания валик начинает деформироваться, и его форма становится эллиптической. Для случая протягивания неупрочненной стали 10 образуется лишь один виток стружки, причем толщина последней значительно превышает толщину стружки при протягивании упрочненной стали. Было установлено, что предельная длина протягивания в рассматриваемом случае равна 26 *мм* для неупрочненной стали и 44 *мм* для упрочненной.

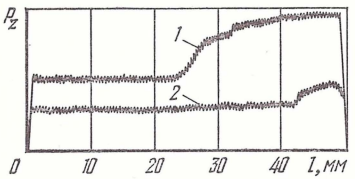


Рис. 88. Закономерность изменения силы резания P_z по длине протягивания l упрочненной и неупрочненной стали 10 со скоростью 1,25 *м/мин* протяжкой (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; $h = 4{,}8$ *мм*):
1 — $HV = 108 \div 111$ *кГ/мм*^{2}; *2* — $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм*^{2}.

На рис. 88 приведены осциллограммы сил резания, полученные в процессе проведения описанных опытов. Сравнивая рис. 87 и 88, видим, что моменту заполнения стружечной канавки, определенному по фотокадрам, соответствует возрастание сил резания. Этот момент может быть определен также по резкому повышению шероховатости обработанной поверхности, что следует из рис. 89. Микрофотографии, приведенные на этом рисунке, сняты с определенных

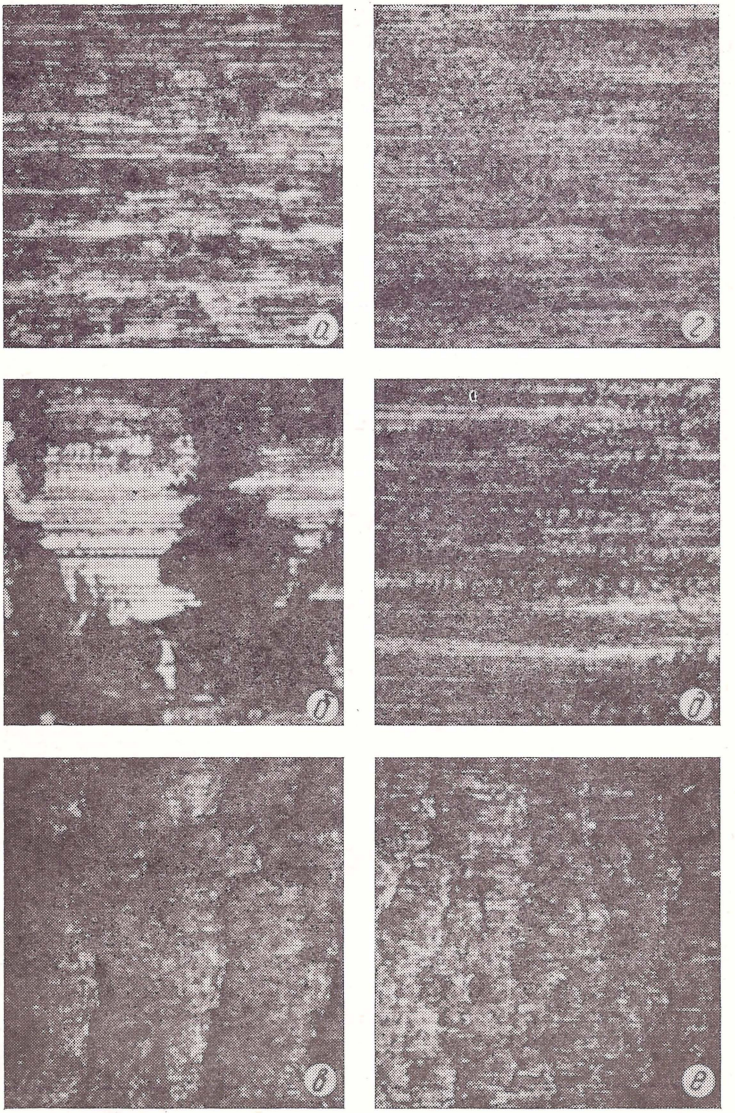


Рис. 89. Микрофотографии участков обработанной поверхности (×70), соответствующие значениям длины режущего протягивания протяжкой (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; $h = 4{,}8$ *мм*) при $v = 1{,}25$ *м/мин*:

а, г — $l_{пр} = 11$ *мм*; *б, д* — $l_{пр} = 32$ *мм*; *в, е* — $l_{пр} = 48$ *мм*; *а — в* — $HV = 108 \div 111$ *кГ/мм*²; *г — е* — $HV = 222 \div 229$ *кГ/мм*².

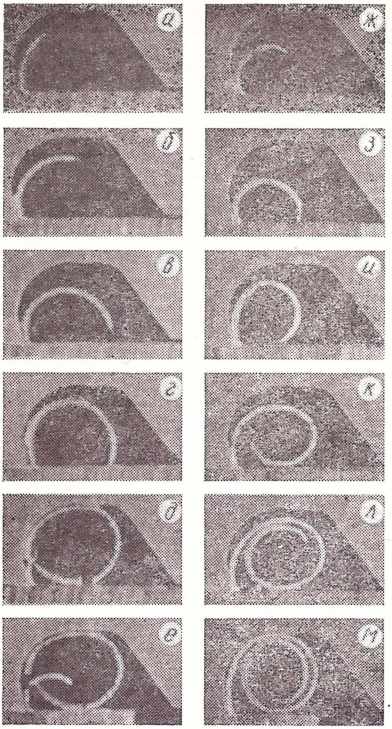


Рис. 90. Отдельные стадии процесса формирования валика стружки (×2) при протягивании неупрочненной и упрочненной стали Х18Н10Т протяжкой (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; $h = 4{,}8$ *мм*; СОЖ — сульфофрезол) при $a_z = 0{,}1$ *мм*:
а — е — $HV = 195 \div 198$ *кГ/мм²*; *ж — м* — $HV = 278 \div 285$ *кГ/мм²*.

участков обработанной поверхности образцов, протягивание которых показано на рис. 87, причем рис. 89, *а* соответствует рис. 87, *а*; рис. 89, *б* — рис. 87, *г*; рис. 89, *в* — рис. 87, *е*; рис. 89, *г* — рис. 87, *ж*; рис. 89, *д* — рис. 87, *к*; рис. 89, *е* — рис. 87, *м*. После заполнения стружечной канавки шероховатость обработанной поверхности возрастает с ▽ 5 (рис. 89, *а*) до ▽3 (рис. 89, *б*) для неупрочненной стали и с ▽6 (рис 89, *д*) до ▽4 (рис. 89, *е*) для упрочненной стали. Столь резкое возрастание шероховатости легко заметить визуально. В процессе опытов было установлено также, что превышение предельной длины протягивания приводит к заклиниванию стружки в канавке. В производственных условиях удобно пользоваться двумя последними критериями заполнения стружечной канавки.

На рис. 90 показан процесс формирования стружки в канавке протяжки при обработке неупрочненной (*а — е*) и упрочненной (*ж — м*) стали Х18Н10Т для $a_z = 0{,}1$ *мм*. Здесь фотографии соответствуют таким длинам протягивания $l_{пр}$: *а*, *ж* — 13 *мм*; *б*, *з* — 19 *мм*; *в*, *и* — 28 *мм*; *г*, *к*, — 32 *мм*; *д*, *л*,— 42 *мм*; *е*, *м* — 48 *мм*. В данном случае предварительное упрочнение стали позволяет повысить предельную длину протягивания от 39 до 66 *мм*.

Установлено, что при протягивании сталей 10, 12ХН3А и Х18Н10Т, обладающих высокой пластичностью, в

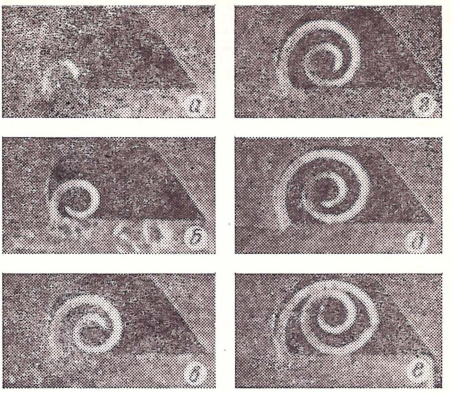


Рис. 91. Отдельные стадии процесса формирования валика стружки (× 2) при протягивании упрочненной стали 10 протяжкой (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; СОЖ — сульфофрезол):
а — $l_{пр} = 5$ *мм*; *б* — $l_{пр} = 9$ *мм*; *в* — $l_{пр} = 18$ *мм*; *г* — $l_{пр} = 24$ *мм*; *д* — $l_{пр} = 29$ *мм*; *е* — $l_{пр} = 34$ *мм*

стружечных канавках обычной формы до их заполнения образуется лишь один валик стружки, независимо от длины протягивания, толщины среза и степени упрочнения обрабатываемой стали. Это видно, например, из рис. 91, где показан процесс протягивания упрочненной стали 10 ($HV = 222 \div 229$ *кГ/мм*^{2}) с толщиной среза 0,25 *мм* при глубине канавки $h = 4{,}8$ *мм*, т. е. в весьма стесненных условиях.

Протягивание упрочненных до разных степеней сталей 45, У8А и 38ХМЮА, не обладающих высокой пластичностью, чаще всего характеризуется образованием нескольких валиков стружки, диаметр каждого из которых значительно меньше глубины канавки. Так, при обработке упрочненной стали 45 ($HV = 234 \div 236$ *кГ/мм*^{2}) с толщиной среза $a_z = 0{,}1$ *мм* в канавке ($h = 4{,}8$ *мм*) протяжки формируется три валика стружки,

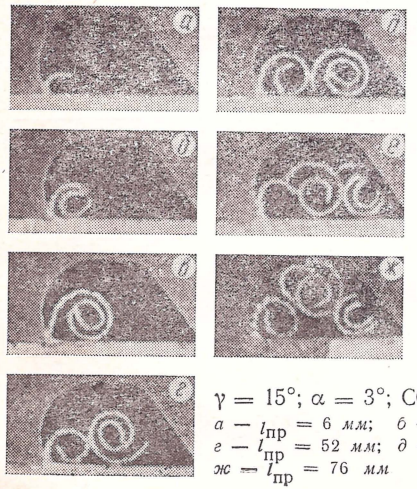


Рис. 92. Отдельные стадии процесса формирования валиков стружки (× 2) при протягивании упрочненной стали 45 протяжкой (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; СОЖ — сульфофрезол):
а — $l_{пр} = 6$ *мм*; *б* — $l_{пр} = 19$ *мм*; *в* — $l_{пр} = 37$ *мм*; *г* — $l_{пр} = 52$ *мм*; *д* — $l_{пр} = 61$ *мм*; *е* — $l_{пр} = 70$ *мм*; *ж* — $l_{пр} = 76$ *мм*

ТАБЛИЦА 10

Обрабатываемая сталь		Стружечная канавка		Коэффициент помещаемости K при толщине среза a_z, мм					
Марка	Твердость HV, кГ/мм²	Глубина, мм	Активная площадь, мм²	0,02	0,05	0,10	0,15	0,20	0,25
10	108—111	1,2	1,1	3,00	3,20	3,50	—	—	—
		2,6	5,3	3,45	3,65	4,00	4,30	4,65	—
		3,6	10,2	—	4,00	4,25	4,60	4,85	5,10
		4,8	18,1	—	—	4,50	4,80	4,10	5,40
	158—160	1,2	1,1	2,40	2,60	2,90	—	—	—
		2,6	5,3	2,75	2,95	3,25	3,55	3,80	—
		3,6	10,2	—	3,20	3,45	3,70	4,00	4,25
		4,8	18,1	—	—	3,65	3,85	4,15	4,40
	184—189	1,2	1,1	2,05	2,30	2,45	—	—	—
		2,6	5,3	2,30	2,50	2,75	3,00	3,25	—
		3,6	10,2	—	2,75	2,95	3,20	3,35	3,50
		4,8	18,1	—	—	3,10	3,30	3,55	3,75
	222—229	1,2	1,1	1,70	1,80	1,95	—	—	—
		2,6	5,3	1,85	2,00	2,20	2,45	2,60	—
		3,6	10,2	—	2,20	2,35	2,55	2,75	2,90
		4,8	18,1	—	—	2,50	2,70	2,90	3,05
45	161—164	1,2	1,1	2,60	2,85	3,05	—	—	—
		2,6	5,3	2,75	3,05	3,30	3,50	3,70	—
		3,6	10,2	—	3,20	3,45	3,65	3,85	4,00
		4,8	18,1	—	—	3,60	3,80	4,05	4,20
	234—236	1,2	1,1	1,80	1,90	2,10	—	—	—
		2,6	5,3	1,95	2,05	2,25	2,40	2,50	—
		3,6	10,2	—	2,15	2,35	2,50	2,65	2,80
		4,8	18,1	—	—	2,45	2,60	2,75	2,90
У8А	177—180	1,2	1,1	2,40	2,70	2,90	—	—	—
		2,6	5,3	2,70	3,00	3,15	3,35	3,55	—
		3,6	10,2	—	3,10	3,30	3,50	3,70	3,85
		4,8	18,1	—	—	3,40	3,60	3,80	4,00
	238—240	1,2	1,1	1,70	1,90	2,00	—	—	—
		2,6	5,3	1,85	2,05	2,20	2,35	2,50	—
		3,6	10,2	—	2,15	2,30	2,45	2,65	2,70
		4,8	18,1	—	—	2,40	2,55	2,70	2,80

Продолжение табл. 10

Обрабатываемая сталь		Стружечная канавка		Коэффициент помещаемости K при толщине среза a_z, *мм*					
Марка	Твердость HV, *кГ/мм²*	Глубина, *мм*	Активная площадь, *мм²*	0,02	0,05	0,10	0,15	0,20	0,25
12ХН3А	168—170	1,2	1,1	2,80	3,05	3,20	—	—	—
		2,6	5,3	3,10	3,35	3,60	3,85	4,15	—
		3,6	10,2	—	3,65	3,90	4,10	4,30	4,65
		4,8	18,1	—	—	4,10	4,40	4,65	4,90
	224—229	1,2	1,1	2,00	2,10	2,25	—	—	—
		2,6	5,3	2,20	2,40	2,55	2,75	2,90	—
		3,6	10,2	—	2,50	2,70	2,95	3,10	3,30
		4,8	18,1	—	—	2,90	3,10	3,30	3,50
38ХМЮА	215—224	1,2	1,1	2,35	2,45	2,65	—	—	—
		2,6	5,3	2,55	2,60	2,85	2,95	3,10	—
		3,6	10,2	—	2,75	2,95	3,10	3,30	3,50
		4,8	18,1	—	—	3,05	3,25	3,50	3,65
	282—285	1,2	1,1	1,90	1,95	2,00	—	—	—
		2,6	5,3	2,00	2,05	2,15	2,20	2,35	—
		3,6	10,2	—	2,10	2,20	2,30	2,45	2,60
		4,8	18,1	—	—	2,25	2,40	2,55	2,70
Х18Н10Т	195—198	1,2	1,1	2,90	3,00	3,20	—	—	—
		2,6	5,3	3,00	3,20	3,35	3,50	3,65	—
		3,6	10,2	—	3,30	3,50	3,70	3,90	4,00
		4,8	18,1	—	—	3,70	3,85	4,00	4,20
	278—285	1,2	1,1	2,10	2,25	2,30	—	—	—
		2,6	5,3	2,20	2,30	2,50	2,65	2,75	—
		3,6	10,2	—	2,45	2,60	2,75	2,85	2,95
		4,8	18,1	—	—	2,70	2,85	3,00	3,10

диаметр каждого из которых не превышает 3 *мм* (рис. 92). Образование нескольких валиков стружки наблюдалось также при обработке всех марок сталей в случае протягивания нескольких деталей одновременно и длинных деталей протяжками с канавками удлиненной формы.

Значения коэффициента помещаемости K после нахождения предельной длины протягивания L вычислялись по

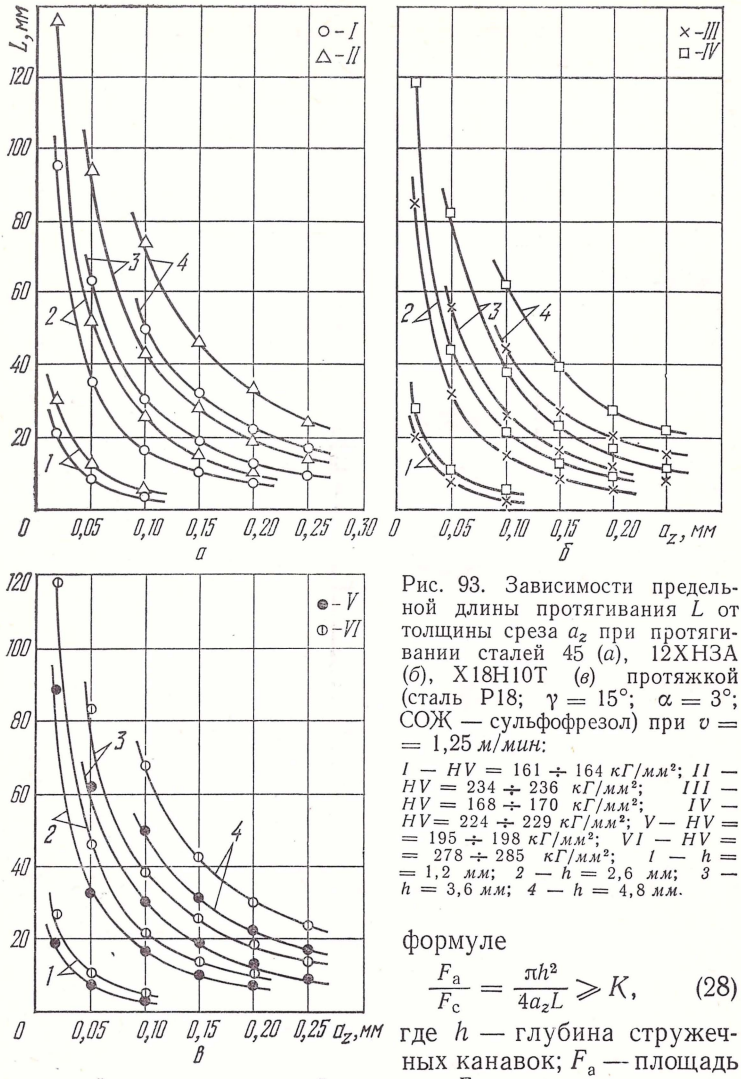


Рис. 93. Зависимости предельной длины протягивания L от толщины среза a_z при протягивании сталей 45 (*а*), 12ХН3А (*б*), Х18Н10Т (*в*) протяжкой (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; СОЖ — сульфофрезол) при $v = 1{,}25$ *м/мин*:

I — $HV = 161 \div 164$ *кГ/мм²*; *II* — $HV = 234 \div 236$ *кГ/мм²*; *III* — $HV = 168 \div 170$ *кГ/мм²*; *IV* — $HV = 224 \div 229$ *кГ/мм²*; *V* — $HV = 195 \div 198$ *кГ/мм²*; *VI* — $HV = 278 \div 285$ *кГ/мм²*; *1* — $h = 1{,}2$ *мм*; *2* — $h = 2{,}6$ *мм*; *3* — $h = 3{,}6$ *мм*; *4* — $h = 4{,}8$ *мм*.

формуле

$$\frac{F_a}{F_c} = \frac{\pi h^2}{4 a_z L} \geqslant K, \qquad (28)$$

где h — глубина стружечных канавок; F_a — площадь активной части стружечной канавки; F_c — площадь продольного сечения среза.

В табл. 10 приведены значения полученных коэффициентов помещаемости K. На основании экспериментальных данных были построены также зависимости предельной

длины протягивания L от толщины среза и твердости упрочненных сталей (рис. 93, 94).

Из табл. 10 и рис. 93, 94 видно, что увеличением степени предварительного упрочнения обрабатываемой стали можно добиться увеличения предельной длины протягивания до 2 раз.

В производственных условиях обычно применяются скорости протягивания, превышающие скорость резания, на которой были приведены эксперименты по определению L и K ($v = 1{,}25$ *м/мин*). Как было показано выше, наибольшие значения усадки и толщины стружки в диапазоне скоростей резания $v = 1{,}25 \div 40$ *м/мин* наблюдаются при наименьшей из этих скоростей. Учитывая это, а также то, что предельная длина протягивания уменьшается при увеличении толщины стружки, можно ожидать, что в случае протягивания на обычных скоростях значения L будут несколько выше (на 10—15%) полученных авторами.

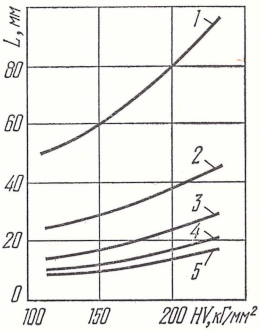


Рис. 94. Зависимости предельной длины протягивания L от твердости обрабатываемого материала при протягивании стали 10 протяжкой (сталь Р18; $\gamma = 15°$; $\alpha = 3°$; $h = 3{,}6$ *мм*; СОЖ — сульфофрезол) при $v = 1{,}25$ *м/мин*:
1 — $a_z = 0{,}05$ *мм*; *2* — $a_z = 0{,}10$ *мм*; *3* — $a_z = 0{,}15$ *мм*; *4* — $a_z = 0{,}20$ *мм*; *5* — $a_z = 0{,}25$ *мм*.

Полученные результаты по влиянию предварительного упрочнения на K и L важны для производства, так как упрочнение обрабатываемого материала деформирующим протягиванием, предшествующим режущему протягиванию, позволяет следующее.

1. Увеличить прочность и жесткость тела протяжки за счет уменьшения глубины стружечных канавок без изменения подъемов на зуб. Это особенно важно при протягивании глубоких отверстий.

2. Уменьшить длину протяжки, увеличив подъем на зуб, без изменения параметров стружечной канавки.

3. Исключить термообработку деталей, применяемую в ряде технологических процессов для улучшения обрабатываемости.

4. За счет увеличения длины протягивания повысить производительность обработки (например, увеличить число одновременно протягиваемых деталей).

Исследование процесса заполнения стружечных канавок и производственные испытания режущих протяжек, работающих по упрочненному металлу, позволили установить рациональные соотношения размеров стружечных канавок.

Если позволяет прочность тела режущей части протяжки, то с целью укорочения длины последней стружечные канавки следует делать по профилю *I* (рис. 95).

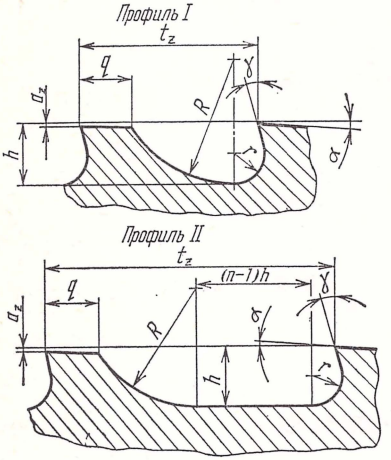


Рис. 95. Профили стружечных канавок режущей части комбинированных протяжек.

Пользуясь данными табл. 10 и соотношением

$$h \geqslant 1{,}13\sqrt{a_z LK}, \qquad (29)$$

вытекающим из зависимости (28), определяем минимальную глубину стружечной канавки.

Остальные элементы стружечной канавки определяются по следующим зависимостям. Радиус сопряжения передней грани с дном впадины

$$r = 0{,}5h; \qquad (30)$$

радиус спинки зуба

$$R = 2h; \qquad (31)$$

ширина задней грани

$$q = h. \qquad (32)$$

Производственные испытания показали, что такая ширина задней грани позволяет производить 10 переточек протяжки при съеме за каждую из них до 0,4 *мм*, причем жесткость зуба после последней переточки остается вполне удовлетворительной.

Используя зависимости (30) — (32) и принимая во внимание, что центры окружностей, описываемых радиусами R и r, лежат на одной линии, перпендикулярной к оси протяжки, из рис. 95 получаем значение шага зубьев канавки профиля *I*

$$t_z = h\left(3{,}2 - \frac{\operatorname{tg}\gamma}{2}\right). \qquad (33)$$

При переднем угле, равном 15°,

$$t_z = 3{,}05h. \tag{34}$$

В случае протягивания глубоких отверстий, как правило, невозможно использовать протяжки со стружечными канавками профиля *I*, ввиду недостаточной прочности тела протяжки. В таких случаях протяжки следует изготовлять с канавками профиля *II*. Глубина этих канавок определяется из условия прочности опасного сечения протяжки. Элементы R, r и q находятся по зависимостям (30)—(32). Затем по табл. 10 с помощью формулы (28) находится предельная длина протягивания L для выбранной глубины канавки. Определяется отношение n требуемой длины протягивания к предельной и округляется до большего целого числа. После чего находится значение шага зубьев t_z для канавки профиля *II*

$$t_z = h\left(2{,}2 - \frac{\operatorname{tg}\gamma}{2} + n\right). \tag{35}$$

При конструировании комбинированных деформирующе-режущих протяжек необходимо знать осевую силу, действующую на протяжку (силу протягивания). При работе деформирующей части протяжки величина этой силы может быть вычислена по уравнению, предложенному А. М. Розенбергом и О. А. Розенбергом [125]. Если же в работе находятся только режущие зубья протяжки, то расчет осевой силы следует вести по двучленным уравнениям [10, 110], первый член которых учитывает влияние различных факторов на силу, действующую на передней поверхности, а второй — на осевую силу, действующую на задней поверхности. Кроме того, эти уравнения должны отражать влияние холодного упрочнения на силу протягивания.

Эксперименты показали, что в случае одновременной работы деформирующих элементов и режущих зубьев комбинированных протяжек сила протягивания Q может быть найдена по следующей зависимости:

$$Q = C\frac{t^x d^y HV_0}{a^r}\left[\left(\sum_1^n \varepsilon\right)^m - \left(\sum_1^{n-1} \varepsilon\right)^m\right] K_i + \\ + bz\left(C_{\text{п.п}}\frac{a_z k_v k_\gamma}{HV^p} + C_{\text{з.п}} k_\alpha k_{\text{и.з}} HV^q\right), \ \kappa\Gamma, \tag{36}$$

где HV_0 — исходная твердость обрабатываемого материала, $кГ/мм^2$; $\sum_{1}^{n} \varepsilon$ и $\sum_{1}^{n-1} \varepsilon$ — суммарная пластическая деформация после прохода через отверстие соответственно n и $n-1$ деформирующих элементов, $мм$; K_i — коэффициент, учитывающий число деформирующих элементов, одновременно находящихся в работе, и их положение в отверстии; z — число режущих зубьев, одновременно находящихся в работе; b — длина режущей кромки зуба протяжки, $мм$; a_z — толщина среза, $мм$; k_v, k_γ, k_α, $k_{и.с}$ — коэффициенты, учитывающие влияние соответственно скорости резания, переднего и заднего углов, а также износа зубьев протяжки (радиуса округления режущей кромки) на силу протягивания; C, $C_{п.п}$, $C_{з.п}$ — постоянные коэффициенты; x, y, r, m, p, q — показатели степеней.

Значения C, x, y, r, m определялись при обработке полученных экспериментальных зависимостей суммарной силы протягивания от суммарной пластической деформации, построенных в двойных логарифмических координатах, а $C_{п.п}$, $C_{з.п}$, k_v, k_γ, k_α $k_{и.з}$, p, q находились по зависимостям силы резания P_z от толщины среза при постоянной усадке стружки (см. рис. 51). В исследованных диапазонах изменения скорости резания, твердости обрабатываемых сталей, радиуса округления режущей кромки, переднего и заднего углов указанные зависимости выражались прямыми линиями в обычных координатах. Полученные значения коэффициентов и показателей степени приведены в табл. 11. Величину коэффициента K_i следует вычислять по зависимостям, приведенным в работе [125].

Зависимость (36) проверена при следующих условиях обработки: твердость обрабатываемых сталей $HV = 100 \div 400$ $кГ/мм^2$; скорости протягивания 1,25—20 $м/мин$.

Расчет осевой силы по зависимости (36) можно производить как при одновременной работе деформирующих элементов и режущих зубьев, так и при раздельной работе деформирующей и режущей частей комбинированной протяжки. В последних двух случаях используются соответственно первое и второе слагаемые уравнения (36). Первый член второго слагаемого этого уравнения учитывает влияние различных факторов на силу, действующую на передней поверхности режущих зубьев протяжки, а второй член — на силу, действующую на их задней поверхности.

ТАБЛИЦА 11

Коэффициент	Обрабатываемая сталь					
	10	45	У8А	12ХН3А	38ХМЮА	Х18Н10Т
	Исходная твердость HV_0, $кГ/мм^2$					
	108—111	161—164	177—180	168—170	215—224	195—198
C	0,200	0,545	0,60	0,260	0,410	0,430
x	1,60	1,32	1,20	1,37	1,32	1,35
y	0,52	0,35	0,30	0,56	0,35	0,35
r	0,72	0,72	0,80	0,67	0,72	0,72
m	1,25	1,22	1,21	1,24	1,22	1,27
$C_{п.п}$	1890	1520	1340	1760	1810	6800
$C_{з.п}$	0,12	0,20	0,30	0,18	0,28	0,14
k_γ при $\gamma°$						
10	1,09	1,05	1,04	1,07	1,05	1,11
15	1	1	1	1	1	1
20	0,91	0,95	0,95	0,92	0,94	0,90
k_α при $\alpha°$						
1	1,11	1,07	1,06	1,10	1,08	1,12
2	1,05	1,03	1,03	1,05	1,04	1,06
3	1	1	1	1	1	1
k_v при v, *м/мин*						
1,25	1,05	1,04	1,03	1,05	1,04	1,06
5	1	1	1	1	1	1
10	0,96	0,97	0,98	0,95	0,97	0,95
20	0,90	0,93	0,94	0,91	0,94	0,89
$k_{н.з}$ при ρ, *мкм*						
5	1	1	1	1	1	1
20	1,12	1,11	1,10	1,12	1,10	1,14
30	1,18	1,15	1,14	1,16	1,15	1,20
p	0,44	0,37	0,33	0,40	0,34	0,54
q	0,65	0,56	0,50	0,60	0,54	0,70

Деформирующе-режущая протяжка (рис. 96) состоит из режущей части *1*, дистанционных втулок *2*, деформирующих элементов *3*, стержня (оправки) *4* и переднего хвостовика *5*. Оправка соединяется с режущей частью протяжки с помощью стыковой сварки, а с передним хвостовиком — с помощью резьбы. Задняя часть хвостовика *А* является передней направляющей частью протяжки. Между деформирующей частью *Б* и режущей частью протяжки имеется промежуточная направляющая часть *В*. Протяжка заканчивается задней направляющей частью *З* и задним хвостовиком. Конструкции деформирующе-режущих про-

тяжек, разработанные для каждого конкретного случая обработки, могут несколько отличаться от описанной выше конструкции, однако при проектировании и изготовлении протяжек должны учитываться изложенные ниже рекомендации.

Отверстия заготовок, подвергающихся деформирующему протягиванию, не требуют предварительной обработки. Погрешности их геометрии должны быть исправлены деформирующей частью протяжки. Поэтому суммарный натяг на деформирующие элементы должен превышать величину некруглости заготовки и, кроме того, быть достаточным для

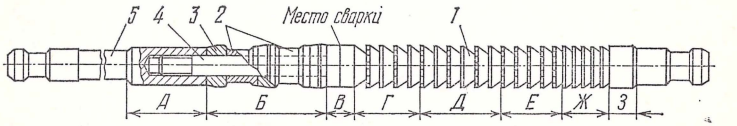


Рис. 96. Деформирующе-режущая протяжка.

формирования наружного диаметра и длины детали. Однако во избежание разрушения детали пластичность обрабатываемого металла во время деформирующего протягивания не должна исчерпываться.

Зная величину суммарной деформации и принимая во внимание, что каждый деформирующий элемент должен осуществлять деформации порядка 1—3%, определяем число деформирующих элементов протяжки.

Деформирующие элементы следует изготовлять из твердого сплава ВК15 по типовой технологии [111] с помощью шлифовальных кругов и паст из синтетических алмазов. Форма элементов — симметрично нагруженная [10, 126]. Углы рабочего и обратного конусов принимаются равными 4—5°. Ширина цилиндрической части ленточки выбирается в соответствии с рекомендациями [126].

Сила протягивания для отдельных деформирующих элементов рассчитывается по уравнению (36). Толщина стенки и высота деформирующих элементов определяются по методике, изложенной в работе [126]. При наличии неравномерной по окружности радиальной нагрузки, действующей на деформирующий элемент (местное утолщение стенки детали, значительная овальность ее отверстия), расчетную высоту элементов следует увеличить в 1,1—1,5 раза.

Число деформирующих элементов, одновременно находящихся в работе, определяется из сравнения силы, допус-

каемой прочностью стержня протяжки, силы тяги станка и силы, действующей на каждом элементе. При этом в работе должно находиться одновременно не менее двух элементов. Если в процессе расчета окажется, что это условие не выполняется из-за большой силы на деформирующих элементах, то следует уменьшить натяг на каждый из них и расчет повторить.

Рекомендуемая посадка деформирующих элементов и дистанционных втулок на стержень $\frac{A}{C}$. Длина направляющих конусов дистанционных втулок принимается равной половине длины рабочих конусов деформирующих элементов. Глубина карманов дистанционных втулок при диаметре протягиваемых отверстий $d = 20 \div 40$ *мм* должна быть равной 1—2 *мм*, при $d = 40 \div 70$ *мм* — 2—4 *мм* и при $d > 70$ *мм* — 5 *мм*. При значительных напряжениях в стержне протяжки и переднем хвостовике эти детали следует изготовлять из стали 40ХНМА (40—45 *HRC*), не склонной к отпускной хрупкости. При малых и средних напряжениях для изготовления стержня и хвостовика используется сталь 40Х (40—45 *HRC*).

Режущую часть протяжки следует выполнять по схеме переменного резания, имеющей ряд преимуществ по сравнению с другими схемами протягивания [68, 164]. Согласно схеме переменного резания, режущая часть протяжки должна состоять из четырех групп зубьев (рис. 96): черновых *Г*, срезающих основную часть припуска, переходных *Д*, предназначенных для предварительной зачистки обработанной черновыми зубьями поверхности и для плавного уменьшения силы резания, чистовых *Е*, окончательно формирующих обработанную поверхность, и калибрующих *Ж*, переходящих по мере износа протяжки в чистовые.

Исходными данными для проектирования режущей части протяжки являются: марка обрабатываемого материала и степень его упрочнения деформирующим протягиванием; размеры, требуемая точность и шероховатость отверстия; величина усадки отверстия после деформирующего протягивания; величина припуска, определяемая толщиной дефектного слоя заготовки; характеристика станка и характер производства.

Материал режущей части протяжки — быстрорежущие стали Р18 или Р18К5Ф2. Значения передних и задних углов принимаются в соответствии с рекомендациями [39,

68, 164]. Общий припуск следует распределять между группами зубьев таким образом, чтобы стойкость черновой части была равна или несколько превышала стойкость чистовой части. Подъемы на чистовые зубья при этом принимаются равными 0,01—0,02 *мм* на диаметр, а подъемы на черновые и получистовые зубья определяются по [68]. Диаметры первой секции режущих зубьев и последнего деформирующего элемента должны быть равны между собой. В этом случае первыми зубьями удаляется слой металла, равный величине усадки отверстия после деформирующего протягивания.

Выбор формы и расчет элементов стружечных канавок производится по рекомендациям и зависимостям (28) — (35). Шаг чистовых и калибрующих зубьев при этом следует принимать переменным [68].

Расчет силы протягивания производится по выражению (36). Резкие скачки силы протягивания при работе деформирующе-режущей протяжки не допускаются.

Выбор размеров хвостовиков и направляющих, определение числа зубьев в секции, расчет числа и размеров стружкоделительных выкружек, проверка элементов протяжки на прочность, назначение допусков на их изготовление, определение общей длины протяжки производится в соответствии с данными работ [39, 68, 125, 126, 164].

Затачивать и перетачивать режущую часть протяжки следует абразивными кругами, а доводку зубьев осуществлять кругами из кубического нитрида бора марки КО зернистостью 63/50—80/63 на связке Б1 при концентрации 100% [13]. Доводка передней поверхности производится кругами формы ЗТ ГОСТ 16177—70 на следующих режимах: скорость вращения круга — 20—25 *м/сек*, скорость вращения протяжки — 10—15 *м/мин*, подача — 0,01 *мм/об* протяжки, припуск на доводку — 0,05 *мм*. Доводка задней поверхности производится только один раз (после заточки) кругами формы ЧК ГОСТ 16172—70 на тех же режимах. Доводка осуществляется без применения СОЖ. Допускается также доводка режущей части протяжки кругами из синтетических алмазов [13].

Опыты показали, что при деформирующе-режущем протягивании конструкционных сталей достаточно эффективными СОЖ являются сульфофрезол и жидкости типа МР-1 и МР-2. В случае появления следов схватывания на деформирующих элементах в сульфофрезол следует добавлять

ТАБЛИЦА 12

Рабочие элементы протяжки	Суммарный натяг или припуск, *мм*	Диаметр, *мм*	Шаг, *мм*	Допуск на диаметр, *мм*	Ширина цилиндрической ленточки, *мм*	Углы рабочего и обратного конуса и задние углы, *град*	Высота деформирующих элементов, *мм*	Параметр стружечных канавок (профиль *I*)				
								h, *мм*	*q*, *мм*	*γ*, *град*	*r*, *мм*	*R*, *мм*
Деформирующие	5,6 *	65,0 66,5 68,0 69,6	78	—0,02	3	4	33 33 33 22	—	—	—	—	—
Режущие: черновые	0,66	69,62 69,58 69,84 69,80 70,06 70,02	22	—0,02	⩽0,05	3	—	7	7	15	3,5	14
переходные	0,25	70,18 70,14 70,26 70,22 70,32 70,28	22	—0,02	⩽0,05	3	—	7	7	15	3,5	14
чистовые	0,09	70,33 70,35 70,37 70,39 70,41 70,42	13 15 17 13 15 17	—0,02	⩽0,05	2	—	4	4	15	2	
Калибрующие	—	70,42	13 15 17 13 15 17	—0,01	Не допускается	1	—	4	4	15	2	

* Усадка отверстия после обработки деформирующей частью протяжки составляет 0,2 *мм*

олеиновую кислоту (до 1%). При возникновении значительных нагрузок в зоне контакта изделия и деформирующего элемента, приводящих к интенсивному схватыванию (протягивание толстостенных деталей или деталей из труднообрабатываемых материалов), в процессе деформирующе-

режущего протягивания следует сочетать применение обычных СОЖ с предварительным отжигом деталей и использованием смазок, обладающих высокими экранирующими свойствами [121].

В табл. 12 приведены рассчитанные по разработанной методике параметры деформирующе-режущей протяжки для обработки отверстия во втулке балансира трактора (см. рис. 81). Эта протяжка показана на рис. 97 в собранном (*а*) и разобранном (*б*) видах. По этой же методике

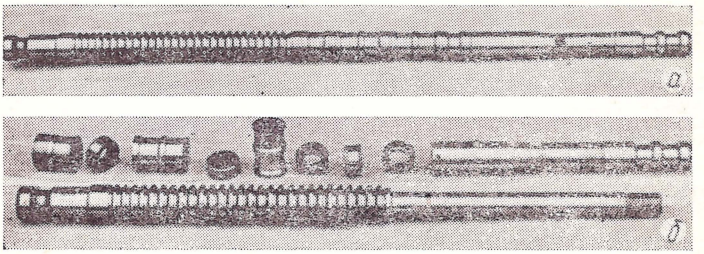


Рис. 97. Деформирующе-режущая протяжка для обработки отверстия диаметром $70^{+0,4}_{+0,2}$ *мм*.

спроектирован инструмент для деформирующе-режущего протягивания гильзы цилиндра (см. рис. 83). В последнем случае [136] обработка детали производилась раздельно деформирующей и режущей протяжками (отверстие глубокое).

Таким образом, проведенное исследование позволило разработать конструкцию и методику расчета деформирующе-режущих протяжек для обработки точных отверстий в «черных» трубных заготовках. Производственные испытания этих протяжек показали их высокую эффективность.

6. Комбинированная деформирующе-режуще-выглаживающая обработка отверстий

В процессе исследований было установлено, что при обработке ряда деталей, к поверхности отверстий которых предъявляются высокие требования по качеству (точность 1—2-го класса, шероховатость ▽10—▽11, наличие упрочненного слоя и благоприятных сжимающих напряжений, высокая износостойкость), целесообразно использовать следующую последовательность технологичес-

ких операций: а) деформирующее протягивание по черной поверхности с большими суммарными натягами, позволяющее исправить погрешности геометрических параметров отверстия заготовки; б) обработка резанием (расточка, режущее протягивание, развертывание), позволяющая удалить дефектный поверхностный слой металла и получить шероховатость поверхности отверстия порядка ▽7; в) выглаживающее протягивание с небольшими суммарными натягами (0,1—0,4 *мм*), обеспечивающее изложенные выше требования к поверхности отверстия. Такая деформирующе-режуще-выглаживающая обработка в настоящее время внедрена на ряде предприятий при изготовлении гильз гидроцилиндров, коромысел клапанов двигателей и некоторых других деталей. При отношениях длины отверстия к диаметру, равных 1—3, эта обработка выполняется комбинированными деформирующе-режуще-выглаживающими протяжками [125], позволяющими за один проход получить отверстие 1—2-го класса точности с шероховатостью ▽10—▽11 в черной трубной заготовке. Примеры внедрения такой обработки в производство и ее эффективность приведены в работах [125, 136] и описаны в гл. VI настоящей книги.

Таким образом, в тех случаях, когда для изготовления деталей используются обычные трубные, литые и штампованные заготовки из пластичных металлов, метод деформирующего протягивания отверстий с большими пластическими деформациями без предварительной подготовки обрабатываемой поверхности не обеспечивает высокого качества и точности обработки. В таких случаях при повышенных требованиях к поверхности отверстий деформирующее протягивание следует использовать в качестве черновой операции, сочетая его с чистовой обработкой резанием, которая необходима для удаления дефектного слоя металла заготовки.

Установлена взаимосвязь факторов в процессе резания сталей, упрочненных деформирующим протягиванием. Влияние предварительного упрочнения обрабатываемого металла на процесс резания заключается в значительном сужении зоны сдвига, изменении фактического переднего угла и угла действия, определяющего направление силы стружкообразования и степень деформации стружки.

Повышение степени упрочнения обрабатываемой стали приводит к понижению усадки стружки, температуры резания, сил на передней поверхности инструмента, длины

контакта стружки с передней поверхностью, средних коэффициентов трения на передней и задней поверхностях инструмента, а также к понижению интенсивности наростообразования. При этом возрастают средние удельные нагрузки на поверхностях инструмента и силы на задней поверхности. Отличие сил резания при обработке упрочненных и неупрочненных сталей определяется соотношением сил на передней и задней поверхностях инструмента. При больших толщинах среза повышение степени предварительного упрочнения вызывает понижение сил резания до 35—40%. При малых толщинах среза указанное отличие сил резания несущественно. Расчет осевой силы для случая одновременной работы деформирующих элементов и режущих зубьев комбинированных протяжек можно произвести по зависимости (36).

Зависимости стойкости твердосплавных (Т15К6) резцов от скорости резания при расточке сталей 10, 45 и У8А, упрочненных деформирующим протягиванием, в диапазоне скоростей резания 80—400 *м/мин* имеют максимумы, которым соответствуют температуры резания 900—940° С. При температурах резания, превышающих названные, преобладает диффузионный износ твердосплавных расточных резцов, а при более низких температурах резания — адгезионный износ. Режущие протяжки (сталь Р18) при обработке упрочненных сталей подвергаются преимущественно адгезионному износу.

В процессе расточки упрочненных сталей изнашиваются передняя и задние поверхности твердосплавных резцов, а при режущем протягивании — задняя поверхность зубьев протяжек. Увеличение степени предварительного упрочнения приводит к уменьшению длины лунки износа на передней поверхности резцов (до 30%). При расточке упрочненных сталей за критерий затупления твердосплавных резцов следует брать ширину фаски износа их главной задней поверхности, равную 0,5—0,6 *мм*, а при протягивании — ширину фаски износа задней поверхности зубьев протяжек, равную 0,35—0,40 *мм* для черновых зубьев и 0,20—0,25 *мм* для чистовых.

Влияние предварительного упрочнения сталей деформирующим протягиванием на стойкость инструмента зависит от природы его износа и может быть двояким. В зоне действия адгезионного износа (протягивание, расточка на низких скоростях резания) стойкость инструмента несколько

понижается (на 10—25%) при увеличении степени упрочнения обрабатываемой стали, а в зоне действия диффузионного износа (расточка на высоких скоростях резания) она повышается на 30—100%. Это явление объясняется отличием температуры резания и отношений твердостей инструментального и обрабатываемого материалов в зоне их контакта при обработке упрочненной и неупрочненной сталей. Получены зависимости (24, 25) стойкости твердосплавных расточных резцов от скорости резания, подачи и твердости упрочненного металла при расточке сталей 10, 45 и У8А в условиях адгезионного и диффузионного износов.

Расточку сталей, упрочненных деформирующим протягиванием, следует производить на скоростях резания, близких к максимумам стойкости. При этом следует стремиться работать в зоне действия диффузионного износа. Упрочненные деформирующим протягиванием стали в процессе чистовой обработки резанием получают дополнительное упрочнение.

Величина, знак и характер распределения тангенциальных остаточных напряжений в поверхностном слое деталей, подвергнутых деформирующе-режущей обработке, определяются в основном остаточными напряжениями, сформировавшимися в поверхностном слое отверстий в процессе чернового деформирующего протягивания. Установлено, что использование деформирующе-режущей обработки позволяет получить в поверхностных слоях изделий остаточные сжимающие напряжения.

При увеличении степени предварительного упрочнения сталей шероховатость поверхности после чистовой обработки резанием понижается, а профиль микронеровностей приближается к теоретическому. При этом уменьшение припуска на чистовую обработку приводит к понижению высоты микронеровностей. Установлено также, что с помощью предварительного упрочнения обрабатываемых сталей можно понизить шероховатость поверхности, обработанной режущим инструментом, на 1—2 класса.

Точность отверстий деталей, обработанных резанием после деформирующего протягивания, не отличается от точности отверстий деталей, обработанных одним лишь резанием. Известно, что в процессе термообработки деталей, предварительно обработанных по схеме деформирующее протягивание — резание, происходит усадка отверстия на

определенную величину, которую следует учитывать в технологических процессах с термообработкой таких деталей.

Повышение степени упрочнения сталей деформирующим протягиванием позволяет увеличить до 2 раз предельную длину протягивания, допускаемую объемом впадины между зубьями протяжки. Найдены числовые значения коэффициентов помещаемости для шести марок сталей, упрочненных до различной степени.

На основании проведенных исследований предложена конструкция деформирующе-режущих протяжек и разработана методика их расчета.

Установлено, что при получении отверстий 1—2-го класса точности с шероховатостью поверхности $\nabla 10$—$\nabla 11$ в деталях, изготовляемых из трубного проката обычной точности без предварительной подготовки отверстия, целесообразно использовать комбинированную деформирующе-режуще-выглаживающую обработку.

ГЛАВА V

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ПОВЕРХНОСТЕЙ, ОБРАБОТАННЫХ РЕЖУЩИМ ИНСТРУМЕНТОМ И ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ ДЕФОРМИРУЮЩИМИ ПРОТЯЖКАМИ

Из литературных источников известно, что пластическая деформация повышает износостойкость при трении скольжения со смазкой (кроме абразивного износа) [9, 24, 25, 35, 38, 42, 43, 74, 83, 84, 94, 146, 154, 169, 171]. Деформирующее протягивание (дорнование) также повышает износостойкость поверхностей [78, 84—86, 95, 101, 102]. Однако результаты выполненных ранее работ относятся к случаям применения незначительных пластических деформаций, осуществленных главным образом за один цикл.

Были проведены исследования влияния схемы деформирования на износостойкость поверхности при изменении натягов на один деформирующий элемент и суммарных натягов (числа циклов) в широких пределах. Предполагалось также выделить отдельно влияние шероховатости, упрочнения и остаточных напряжений на износостойкость поверхностей, обработанных режущим инструментом и деформирующими протяжками. Сравнительные испытания износостойкости втулок, обработанных растачиванием и на различных режимах деформирующего протягивания, производились в условиях граничного трения при вращательном и возвратно-поступательном относительных движениях трущихся пар на скорости $v = 0{,}3$ *м/сек*. Удельные нагрузки изменялись от 25 до 50 *кГ/см*^{2}. Смазка осуществлялась веретенным маслом (индустриальное 12).

Исследования проводились на образцах двух видов: кольцах шириной 4 *мм*, вырезанных из втулок или кольцевых секторах, представляющих 1/12 часть таких колец. Образцы первого вида применялись в опытах по выявлению

комплексного влияния на износостойкость характеристик качества поверхности, а также в опытах по определению влияния на износостойкость остаточных напряжений.

При применении образцов второго вида диаметры контртел брались равными диаметру отверстия обработанной втулки ($D_к \doteq d$). Для случая, когда образцами являлись целые или разрезанные по образующей кольца, диаметры контртел равнялись 0,95 d. Точность изготовления контртел по диаметру равна $\pm 0{,}01$ *мм*.

Износ образцов определялся по методу искусственных баз (метод отпечатков) [155] и весовым методом. Для устранения вспучивания после нанесения отпечатков производились притирка и повторное измерение диагоналей отпечатков. Притирка производилась на машине трения. Весовой метод измерения износа применялся в тех случаях, когда использование метода отпечатков было затруднено из-за высокой шероховатости поверхности исследуемых образцов, например обработанных резцом, или когда нанести отпечатки не представлялось возможным (образцы в виде колец).

Потеря веса образцов определялась на аналитических весах типа АДВ-200.

1. Шероховатость поверхности и ее износ

В качестве материала контртел выбрана закаленная до 62—64 *HRC* быстрорежущая инструментальная сталь Р18 с шероховатостью поверхности в разных сериях опытов ▽8в и ▽9в. Шероховатость трущихся поверхностей контртел, как показали исследования, существенно влияет на интенсивность износа. На это обстоятельство указывали авторы [20, 26, 27, 49, 54]. На рис. 98 показаны кривые износа образцов из стали 45, упрочненных деформирующим протягиванием, при чистоте контртел ▽8в и ▽9в. Из рисунка видно, что при подобных условиях испытания на износ одинаковых образцов, обработанных деформирующей протяжной до одних и тех же суммарных натягов при $a =$ $=$ const, имеющих одинаковую шероховатость и наклеп, но работающих в паре с контртелами, шероховатость трущихся поверхностей которых отличается лишь на один разряд, величина износа изменилась в несколько раз.

Так, износ образцов, обработанных с $a = 0{,}1$ *мм* до

$\Sigma a = 2{,}1$ *мм*, при работе в паре с контртелом, имевшим шероховатость поверхности ▽8в ($R_a = 0{,}33$—$0{,}40$ *мкм*), был в 3 раза больше износа таких же образцов, но работавших в паре с контртелом, шероховатость поверхности трения которого была в пределах ▽9*а* ($R_a = 0{,}26 \div 0{,}32$ *мкм*). Износ образцов, обработанных с $a = 1{,}6$ *мм* до $\Sigma a = 3{,}2$ *мм*, работавших в паре с контртелом шероховатостью ▽8в, по сравнению с таковым при шероховатости поверхности контртела ▽9а тоже был в 3 раза больше.

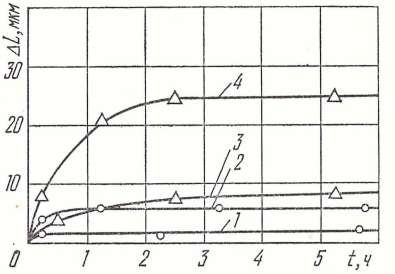


Рис. 98. Влияние шероховатости поверхности контртел ▽9в (*1*, *3*) и ▽8в (*2*, *4*) на величину износа образцов из стали 45, упрочненных протягиванием:
1, *2* — $a = 0{,}1$ *мм*, $\Sigma a = 2{,}1$ *мм*; *3*, *4* — $a = 1{,}6$ *мм*; $\Sigma a = 3{,}2$ *мм*.

Такое существенное влияние шероховатости поверхностей контртел на величину износа и обусловило строгие требования к ее контролю (в пределах разряда). Это резкое влияние на износ величины шероховатости контртела при ее незначительном изменении можно объяснить существенным различием в твердости элементов трущейся пары. Твердость закаленной стали Р18 $HV_{30} = 840 \div 850$ *кГ/мм*^{2}, упрочненной стали 45 — $HV_{30} = 240$ *кГ/мм*^{2}, т. е. твердости различаются более чем в 3 раза. Шероховатости контртела, имея такую высокую твердость и, следовательно, жесткость, внедряются в более мягкий материал и производят микрорезание (царапание) поверхности. Однако затупление вершин микровыступов микронеровностей ввиду их незначительной величины ($R_{z\max} = 2{,}0$ и $1{,}6$ *мкм* при шероховатости рабочей поверхности контртел, соответственно равной ▽8в и ▽9а) происходит очень быстро и, как показывают графики (рис. 98), не превышает двух часов (вместе с приработкой образцов). Шероховатость поверхности контртел после приработки уменьшается едва заметно и остается в пределах того же разряда, т. е. износа контртел практически не наблюдается.

Влияние шероховатости образцов на величину износа при трении скольжения исследовалось следующим образом. Образцы вырезались из втулок, обработанных протягиванием до различных степеней деформации и имевших

различную шероховатость поверхности после обработки от ▽5 до ▽11. Для того чтобы исключить влияние наклепа и оставить только различную шероховатость, образцы отжигались в вакууме.

Отожженные образцы изнашивались на нормальном режиме в течение одной минуты на машине трения на контртелах, имевших шероховатость обработки ▽8в. После изнашивания в течение одной минуты измерялась шероховатость поверхности трения образцов на профилографе-профилометре «ВЭИ-Калибр». Измерение шероховатости поверхности показало, что независимо от исходной шероховатости (в пределах ▽6 — ▽11), шероховатость поверхности находится в пределах ▽8 и равна шероховатости контртела, т. е. в одном случае она становилась меньше в процессе приработки, а в другом — больше. Площадь притертой поверхности составляла 100% номинальной. И только у образца, обработанного растачиванием и имевшего шероховатость поверхности ▽5, после приработки остались отдельные риски от предварительной обработки. Однако и в этом случае примерно 70% номинальной площади поверхности трения притерлось и имело шероховатость, близкую к шероховатости контртела.

Аналогичная картина изменения шероховатости поверхности в процессе приработки наблюдалась и у образцов с наклепом, полученным в результате обработки деформирующим протягиванием.

Столь быстрая приработка и выравнивание шероховатости поверхности наклепанных образцов объясняется также существенным превышением твердости контртел, в результате чего в первоначальный момент происходит микрорезание поверхностей образцов микровыступами контртела. Это подтверждается измерением коэффициента трения, который изменяется от 0,2 до 0,04 при трении идентичных образцов по свежему (после шлифовки) и притертому контртелу.

Таким образом, после минутной приработки на нормальном режиме трения образцы, независимо от исходной шероховатости, имели примерно равную шероховатость, и она в дальнейшем не сказывалась на результатах опытов.

2. Влияние схемы протягивания на сопротивление изнашиванию обработанных поверхностей

Исследования влияния натяга на деформирующий элемент и суммарного натяга на сопротивление изнашиванию поверхностей, обработанных деформирующим протягиванием, проведены в условиях трения — скольжения при вращательном и возвратно-поступательном относительных перемещениях трущихся тел.

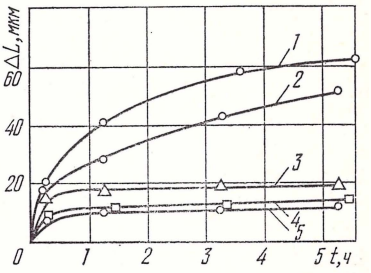


Рис. 99. Кривые износа образцов из стали У8 после расточки (*2*) и после протягивания до $\Sigma a =$ $= 1{,}2$ *мм* (*3*), $\Sigma a = 2{,}8$ *мм* (*4*), $\Sigma a = 3{,}6$ *мм* (*5*), а также после протягивания до $\Sigma a = 3{,}6$ *мм* с последующим отжигом в вакууме (*1*).

В данной серии опытов исследованию подвергались образцы в виде кольцевых секторов, вырезанных из втулок, протянутых по разным схемам или обработанных различными видами резания. Поскольку в таких образцах (1/12 часть кольца) остаточные напряжения I рода отсутствуют, а различие в шероховатости поверхности образцов при указанной разности в твердости элементов пары существенно не сказывается на величине износа, имеющееся различие в износостойкости образцов следует отнести за счет различия в упрочнении при разных схемах протягивания или обработки резанием. Влияние упрочнения на износостойкость иллюстрируется рис. 99, где представлены графики износа при вращательном относительном движении образцов из стали У8, втулки из которой обработаны протягиванием с $a = 0{,}4$ *мм* до различных суммарных натягов. Из рисунка видно, что по мере увеличения пластической деформации наблюдается тенденция к уменьшению величины износа.

Сравнение кривых *1* и *5*, которые соответственно изображают износ образцов, деформированных до $\Sigma a = 3{,}6$ *мм* и таких же образцов, но отожженных в вакууме, показывает, что снятие упрочнения существенно уменьшает износостойкость.

Изучение влияния различных натягов на износостойкость показало, что при натягах, равных 0,05; 0,1; 0,2;

0,4 *мм*, на деформирующий элемент наибольший износ имеют образцы с наименьшей деформацией, а наименьший — с максимальной деформацией. Причем интенсивность уменьшения износа при малых натягах по мере увеличения деформации более высокая, чем при бóльших натягах. Однако по мере увеличения степени деформации она заметно снижается, и после некоторой степени деформации износ даже увеличивается.

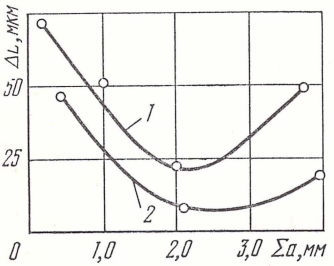


Рис. 100. Зависимость износа образцов от величины суммарного натяга при протягивании с $a = 0{,}1$ *мм*:
1 — сталь 20; *2* — сталь 45.

Сравнение кривых износа образцов, обработанных деформирующими протяжками с кривыми износа образцов, поверхность которых обработана расточкой (при шероховатости обработки ▽5), показало также, что при применении малых натягов износ деформированных образцов может быть выше. Так, при натягах, равных 0,05 и 0,1 *мм*, на деформирующий элемент и деформациях, равных 0,2—0,8 *мм*, износ деформированных образцов был несколько выше износа расточенных. При всех остальных натягах на деформирующий элемент и суммарных натягах износ деформированных образцов меньше.

Испытания на трение и износ в условиях трения скольжения при вращательном относительном движении образцов из сталей 20 и 45, проведенные на контртелах с шероховатостью обработки ▽8 в, показали, что в этом случае характер расположения кривых износа образцов по мере увеличения деформации (в исследуемом диапазоне) несколько отличен, чем при испытании образцов из стали У8. Вначале, по мере увеличения деформации, износ также уменьшается, но затем при определенном значении деформации он начинает заметно увеличиваться. Так, при протягивании втулки из стали 20 с $a = 0{,}1$ *мм* (рис. 100, кривая *1*) при увеличении суммарного натяга от 0,50 до 2,1 *мм* наблюдается уменьшение износа образцов из нее. Дальнейшее увеличение деформации привело к увеличению износа образцов. Такой же характер зависимости при тех же условиях обработки и испытания на износ получен для стали 45 (рис. 100, кривая *2*). Аналогичная картина наблюдается и при натягах,

равных 0,05; 0,2; 0,4 *мм*. Значение величин деформаций, при достижении которых начинается уменьшение износостойкости, находится в пределах 2—2,5 *мм* при применении различных натягов.

Повышение износостойкости пластически деформированных поверхностей связано с тем, что с увеличением степени деформации возрастает предел текучести металла [43, 56, 71—74, 148] и, следовательно, жесткость рабочей поверхности.

Упрочнение поверхности повышает ее устойчивость против разрушения при износе со смятием и истиранием. Кроме того, в период приработки, когда износ происходит наиболее интенсивно, коэффициент трения у деформированных образцов ниже. Выравнивание коэффициента трения происходит только после 3—5 часов работы на нормальном режиме. При этом значения микротвердости и шероховатости также становятся одинаковыми, независимо от исходных.

Уменьшение износостойкости после определенной степени деформации, вероятно, связано с разрыхлением металла в тонких поверхностных слоях вследствие перенаклепа [43, 81] и связанного с ним шелушения и разрушения поверхностных слоев.

Относительное расположение кривых износа для различных деформаций остается одинаковым при различной шероховатости контртел. Из графиков следует, что при некоторых оптимальных условиях деформирования можно достичь повышения износостойкости по сравнению с расточкой до 8—10 раз.

Неправильный выбор схемы деформирования может не только не повысить износостойкость, а даже понизить ее по сравнению с расточенными (или обработанными другими видами резания). Однако следует отметить, что при очень малых натягах (0,02—0,05 *мм*) возникновение шелушения обработанной поверхности не всегда приводит к понижению износостойкости. Объяснить это можно тем обстоятельством, что в этом случае в связи с большим числом циклов деформирования глубина упрочнения от сдвиговых деформаций значительна. По-видимому, повышение твердости с увеличением деформации оказывает более существенное влияние, чем увеличение шероховатости поверхности в результате шелушения. Кроме того, направления осей вытянутых зерен (текстуры) и вектора скорости трения при изнашивании являются перпендикулярными, что, как

известно [66, 84—86], повышает сопротивление поверхности износу. Но и при очень малых натягах дальнейшее увеличение степени деформации и развитие процесса шелушения неизбежно приводит к снижению износостойкости.

Опыты по трению и износу при возвратно-поступательном движении также показали, что износостойкость поверхностей, обработанных деформирующими протяжками, повышается. Причем углеродистые стали с меньшим содержанием углерода, т. е. более пластичные, после обработки деформирующими протяжками повышают износостойкость по сравнению с расточенными более существенно. Так, при возвратно-поступательном движении образцы из стали 20 и армко-железа, обработанные деформирующей протяжкой, имели износ по сравнению с расточенными в 4—5 раз меньший, в то время как образцы из стали У8 — в 3 раза.

Это объясняется тем, что более пластичные материалы больше наклепываются и увеличивают свою твердость (и предел текучести). Так, увеличение поверхностной твердости стали У8 в результате упрочнения при деформирующем протягивании составляло около 70%, а стали 20 и армко-железа соответственно 100 и 150%.

3. Влияние остаточных напряжений на сопротивление изнашиванию в условиях трения скольжения при вращательном относительном движении

Для исследования влияния остаточных напряжений на износостойкость поверхностей, обработанных деформирующим протягиванием, была разработана следующая методика. Из средней части по длине втулок, обработанных протягиванием, вырезались кольца шириной $b = 4$ и 10 *мм*. На кольцах шириной 10 *мм* определялись тангенциальные остаточные напряжения по методике, описанной в гл. III. Кольца шириной 4 *мм* в количестве 4 штук испытывались на четырехместной машине трения при вращательном относительном движении. Шероховатость поверхности контртел в этих опытах находилась в пределах $\nabla 8$ в. Опыты проводились с нагрузкой 15 *кГ* на образец (смазка — веретенное масло 2 (индустриальное 12)).

При испытании целых (не разрезанных по образующей колец в них сохраняются тангенциальные остаточные на

пряжения от обработки деформирующим протягиванием. После испытания на износ целых колец они разрезались по образующей на 12 частей. Разрезка снимала остаточные напряжения. Кольцевые секторы, вырезанные из тех же колец, опять испытывались на износ. Зная величины напряжений в кольцах до и после разрезки, можно судить о качественном влиянии остаточных напряжений на износ образцов в

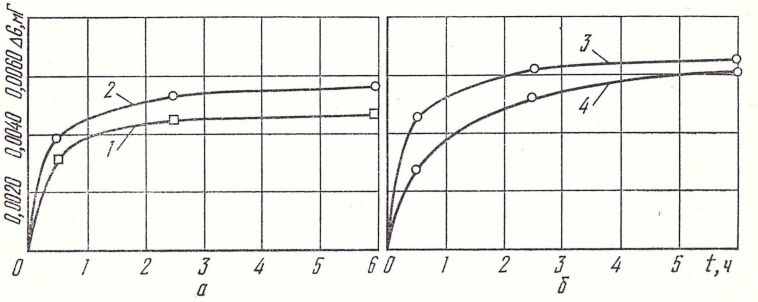


Рис. 101. Влияние $\sigma_{\tau_П}$ на сопротивление изнашиванию образцов из стали 45, втулки из которой протянуты с $a = 0{,}1$ *мм* (*а*) и 1,6 *мм* (*б*) до $\varepsilon = 1{,}6$ *мм*:
1 — $\sigma_{\tau_П} = -25$ *кГ/мм²* (целые кольца); *2* — $\sigma_{\tau_П} = 0$ (1/12 часть кольца); *3* — $\sigma_{\tau_П} = +12$ *кГ/мм²*; *4* — $\sigma_{\tau_П} = 0$.

условиях трения скольжения, так как остальные характеристики поверхности у таких образцов одинаковы.

На рис. 101 представлены графики зависимости износа во времени колец из стали 45, имеющих различные остаточные напряжения, и кольцевых секторов из них, в которых $\sigma_\tau = 0$. Кривые *1* и *2* (рис. 101, *а*) показывают изменение весового износа образцов, вырезанных из втулки, обработанной деформирующим протягиванием с натягом $a = 0{,}1$ *мм* до деформации $\varepsilon = 1{,}6$ *мм*. Такая втулка имеет у обработанной поверхности сжимающие остаточные напряжения.

Как видно из рисунка, меньший износ имели целые кольца, в которых были сжимающие остаточные напряжения, снятие σ_τ привело к увеличению износа.

Рассматривая кривые износа колец из стали 45 (рис. 101, *б*), вырезанных из втулки, обработанной деформирующей протяжкой $a = 1{,}6$ *мм* и имеющей у обработанной поверхности растягивающие остаточные напряжения, видим, что износ колец, имеющих $\sigma_\tau = +12$ *кГ/мм²* (кривая *3*), больше износа кольцевых

секторов (кривая *4*), у которых при разрезке эти напряжения были сняты.

Аналогичный результат получен и при испытании целых и разрезанных колец из стали У8. Кольца, вырезанные из втулки, протянутой с $a = 1{,}6$ *мм* и имевшей у обработанной поверхности растягивающие остаточные напряжения, как и в предыдущем случае, изнашивались больше. Снятие $+\sigma_\tau$ путем разрезки по образующей привело к

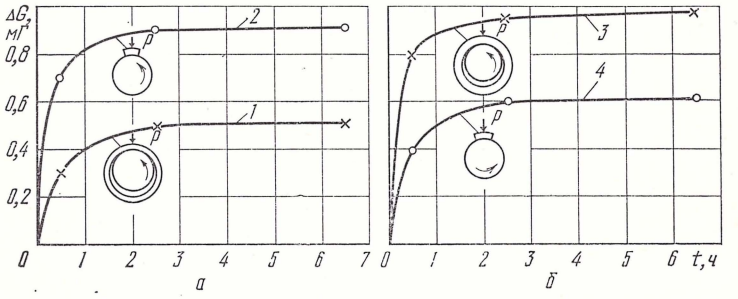


Рис. 102. Влияние $\sigma_{\tau_п}$ на износостойкость при трении скольжения поверхности образцов из стали 45, втулки из которой протянуты с $a = 0{,}1$ *мм* до $\Sigma a = 0{,}5$ *мм* (*а*) и с $a = 1{,}6$ *мм* до $\Sigma a = 1{,}6$ *мм* (*б*): *1* — $\sigma_{\tau_п} = -13$ *кГ/мм²* (целые кольца); *2, 4* — $\sigma_{\tau_п} = 0$ (1/12 часть кольца); *3* — $\sigma_{\tau_п} = +12$ *кГ/мм²* (целые кольца).

уменьшению износа. Разность в величинах износа образцов с различными остаточными напряжениями у поверхности для стали У8А оказалась более значительной.

Такое же качественное влияние сжимающих и растягивающих остаточных напряжений на износостойкость обработанных деформирующим протягиванием поверхностей получено и для элементов пары трения, твердости которых отличаются менее существенно. На рис. 102 приведены кривые износа образцов из стали 45 при трении в паре с контртелами из стали Р18, отпущенной до твердости $HV_{30} = 330$ *кГ/мм²*. Шероховатость поверхности контртела после шлифования также находилась в пределах ▽8в. Остальные условия трения были такими же, как и в первой серии опытов. Из рисунка видно, что снятие сжимающих остаточных напряжений увеличивает износ, а снятие растягивающих σ_τ — уменьшает его.

Таким образом, данные опытов показали, что сжимающие остаточные напряжения оказывают благоприятное воздействие на износостойкость поверхности, повышая ее.

4. Усталостная прочность деталей, обработанных различными методами

Во многих областях техники к ответственным узлам машин и механизмов часто кроме обычных требований прочности и износостойкости предъявляются специальные требования по усталостной прочности при знакопеременных нагрузках. Известно, что усталостная прочность связана с шероховатостью обработанной поверхности, т. е. с наличием или отсутствием концентратов напряжений на ней, а также зависит от поверхностного упрочнения [36, 37, 43, 57—60, 74, 83 и др.]. Поэтому были все основания предполагать, что деформирующее протягивание как процесс, обеспечивающий одновременно низкую шероховатость и упрочнение обработанной поверхности, должно давать повышение усталостной прочности. Этот вопрос актуален при изготовлении и эксплуатации многих деталей современных машин. В частности, в таких узлах самолетов, как подвески шасси, элеронов, закрылков, узлы центроплана и других, обрабатывается большое число отверстий с высокими требованиями к шероховатости, точности и усталостной прочности. В большинстве случаев технологический процесс обработки этих отверстий включает многократное развертывание с целью получения необходимой шероховатости и точности. Работы, проведенные в ИСМ АН УССР, показали, что многократное развертывание можно успешно заменить режуще-деформирующим протягиванием. При этом производительность операции повышается в 2—3 раза и создается более благоприятное, с точки зрения сопротивления усталостному разрушению, напряженно-деформированное состояние обработанной поверхности.

Для изучения влияния метода обработки отверстий на усталостную прочность были проведены сравнительные испытания образцов. Отверстия в них обрабатывались по различным технологическим схемам: а) развертывание после сверления и зенкерования; б) режущее протягивание после сверления; в) деформирующее протягивание после сверления и режущего протягивания. Испытания проводи-

лись в условиях нормальной температуры на машине с консольным нагружением при плоском изгибе (цикл нагружения образцов симметричный, частота 50 *гц*). Образцы изготовлялись из стали 45 и авиационных сплавов В93, В95, Д16. На четырех уровнях напряжений испытывали по пять образцов (их чертежи даны в работе [137]). Партия образцов из каждого материала имела отверстия, обработанные по трем указанным выше технологическим схемам. Обработка результатов испытаний проводилась методом регрессионного анализа [17, 108].

Исследования показали, что из трех рассмотренных схем технологических процессов обработки точных отверстий наихудшие результаты по усталостной прочности дает обработка режущей протяжкой после сверления [137]. Наиболее высокая долговечность была у образцов, отверстия которых окончательно обрабатывались твердосплавной деформирующей протяжкой. При этом повышение долговечности тем значительнее, чем выше упрочняемость металла образцов.

5. Влияние деформирующего протягивания на газовыделение из обработанной поверхности

Сравнительные испытания на газовыделение деталей, обработанных резанием и деформирующим протягиванием, были проведены ИСМ АН УССР и другими научно-исследовательскими институтами, которые занимаются этими вопросами. Испытания проводились в вакуумной камере высоковакуумного паромасляного насоса Н-1С-2 на трубах 34 × 4,5 длиной 150 *мм* из стали 20 ГОСТ 8734—58. Из указанных труб собираются вакуумные трубопроводы вакуумных насосов. При обработке отверстий испытуемых труб использовались следующие технологические варианты: а) расточка; б) деформирующее протягивание по черной поверхности; в) деформирующее протягивание по предварительно травленой поверхности.

Испытания показали, что время выхода вакуумного насоса на режим при использовании вакуумных трубопроводов, состыкованных из расточенных труб, составляет не менее 15 *ч* при достижении степени вакуума не более 1×10^{-6} *мм рт. ст.* Использование труб, обработанных

деформирующим протягиванием, позволяет уменьшить время выхода насоса на режим до 8 *ч* при надежном достижении степени вакуума $1 \cdot 10^{-6}$—$1 \cdot 10^{-7}$ *мм рт. ст.* В процессе испытаний были получены практически одинаковые результаты как для труб, протянутых по черной поверхности, так и для труб, которые перед протягиванием травились. Поэтому названный способ обработки рекомендован заводам вакуумного машиностроения для изготовления изделий вакуумной техники. Таким образом, обработанные при оптимальных режимах деформирующего протягивания детали могут иметь повышение износостойкости, по сравнению с расточкой, до 4—10 раз. Существуют оптимальные величины натягов на деформирующий элемент и суммарных натягов, которые создают более высокую износостойкость обработанных поверхностей. Для исследованных размеров деталей оптимальными являются натяги в пределах 0,2—0,8 *мм*, т. е. $(0{,}006 \div 0{,}025)\,d$ и суммарные деформации в пределах 4,5—8,5% величины обрабатываемого диаметра. Очень малые значения пластических деформаций не выгодны, так как износостойкость в данном случае мало повышается, а в отдельных случаях, когда поверхность имеет неравномерную деформацию (места выступов и впадин исходной шероховатости, в особенности после прохождения 1—5 колец при малых натягах на деформирующий элемент), может даже понизиться.

Большие значения пластических деформаций при малых натягах на деформирующий элемент, хотя износостойкость в этих случаях выше по сравнению с обработкой резанием, менее выгодны ввиду возможности появления шелушения поверхности и микроразрушений поверхностного слоя.

Остаточные напряжения сжатия у поверхности после обработки деформирующим протягиванием увеличивают износостойкость поверхности. Растягивающие остаточные напряжения отрицательно сказываются на износостойкости, уменьшая ее. Поэтому следует избегать использования тех схем деформации, которые создают на обработанной поверхности растягивающие остаточные напряжения.

Установлено, что деформирующее протягивание позволяет существенно повысить усталостную прочность деталей и понизить склонность их поверхностей к газовыделению.

ГЛАВА VI

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ДЕФОРМИРУЮЩЕГО ПРОТЯГИВАНИЯ В ПРОИЗВОДСТВЕ

Работы, выполненные в ИСМ АН УССР, показали, что деформирующее протягивание целесообразно использовать при обработке широкой номенклатуры деталей, выпускаемых промышленностью. Ниже рассмотрим основные группы этих деталей, классифицированных по требованиям к обработанной поверхности, размерам, геометрической форме, обрабатываемым материалам и др.

1. Классификация деталей машин, подвергаемых деформирующему протягиванию

Эффективно применение протяжек и прошивок с твердосплавными деформирующими элементами для обработки отверстий в деталях типа втулок и труб с диаметрами 10—150 *мм* и длиной 20—1500 *мм*[1], к обработанным поверхностям которых предъявляются невысокие требования по шероховатости ($R_z = 10 \div 40$ *мкм*) и точности (3—4-й класс). Таких деталей из углеродистых и малолегированных сталей в машиностроении ежегодно выпускается десятки миллионов: втулки балансира и втулки звена гусеницы тракторов, малоответственные цилиндры сельскохозяйственных машин, направляющие ролики эскалаторов и т. п. Эти детали изготовляются из трубного

[1] В настоящее время ИСМ АН УССР осуществлено деформирующее протягивание отверстий длиной до 8000 *мм*.

проката и при переходе с обычного технологического процесса обработки отверстий к применению деформирующего протягивания в большинстве случаев удается избежать обработки отверстия резанием или свести ее к минимуму, что дает значительную экономию металла, ранее превращавшегося в стружку. Новый технологический процесс проще традиционного, менее трудоемок, освобождает значительное число оборудования (до 50%), производственных площадей и, ввиду очень высокой стойкости твердосплавных деформирующих протяжек, существенно снижает затраты на инструмент.

Большая группа деталей типа втулок и труб со значительным отношением длины к диаметру, средними требованиями к точности (3-й класс) и высокими требованиями к шероховатости ($R_z = 0{,}8 \div 6{,}3$) в большинстве случаев в настоящее время обрабатывается по новой технологии, включающей деформирующее протягивание. Сюда относятся цилиндры телескопических амортизаторов всех типов мотоциклов и мотороллеров, цилиндры амортизаторов тяжелых грузовых автомобилей, цилиндры рулевого управления, цилиндры навесных систем сельхозмашин и т. д. Использование деформирующего протягивания при обработке таких деталей позволяет, наряду с упрощением технологических процессов, выполнять требования по шероховатости и точности обрабатываемой поверхности.

К этой группе примыкают детали телескопических амортизаторов легковых автомобилей с малой толщиной стенки при большом отношении длины к диаметру и с высокими требованиями к прямолинейности оси отверстия. Применение обычного метода свободного деформирующего протягивания по схеме сжатия приводит в этих случаях к большому браку по криволинейности. В данном случае вопрос находит простое решение применением деформирующего протягивания детали, заключенной в жесткий корпус. Это позволяет свести обработку точного отверстия к единственной операции — деформирующему протягиванию и получить в тонкостенной детали требуемую шероховатость обработанной поверхности. Протягивание в жестком корпусе внедрено на Мелитопольском агрегатном заводе, где уже обработано более двух миллионов деталей со снижением брака по кривизне в 20 раз.

Обработка отверстий в деталях высокой точности (1—2-й класс) является очень трудоемкой, особенно при боль-

шом отношении длины к диаметру. Характерным примером является обработка втулки плунжерной пары из стали 38ХНМЮА с диаметром 15 *мм* и длиной 150 *мм*, шероховатостью поверхности не выше $R_z = 0{,}8$ (завод «Автогенмаш», Одесса). По старой технологии после сверления ружейным сверлом приходилось шлифовать отверстие в течение одного часа. Замена шлифования деформирующим протягиванием снизила затрату времени в 60—80 раз. Кроме того, в связи с повышением точности и снижением шероховатости эта замена позволила снять одну из последующих притирок.

Как уже отмечалось выше, деформирующее протягивание кроме окончательной и промежуточной операций может являться подготовительной, предшествующей дальнейшей обработке отверстия резанием. В этом случае его целесообразно применять для снижения исходной некруглости отверстий черных заготовок от 1—5 до 0,05—0,15 *мм*, за счет чего припуск на последующую обработку отверстия резанием может быть значительно уменьшен. Это позволяет уменьшить расход металла на изготовление детали на 10 — 30% и значительно сократить трудоемкость чистовой обработки резанием, необходимой для удаления поверхностного дефектного слоя металла заготовки, образовавшегося в ходе металлургического цикла ее изготовления. Этот слой, имеющий толщину до 0,8—1,0 *мм* и включающий в себя обезуглероженный металл, раковины и загрязнения поверхности отверстия, не может быть удален в процессе деформирующего протягивания. Такая технология особенно эффективна при обработке деталей из дорогостоящих материалов, но и в применении к обычным материалам дает значительный экономический эффект.

Обработка отверстий деформирующим протягиванием целесообразна не только в деталях типа втулок и труб, но и в деталях с сильно изменяющейся толщиной стенок. В этих случаях нельзя осуществлять большие пластические деформации, но соответствующим подбором схемы деформирующего протягивания и конструкции инструмента удается получить необходимые точность и шероховатость обработанной поверхности с упрощением технологического процесса и снижением его трудоемкости. Нередко в этих случаях целесообразно применять комбинированный инструмент, включающий режущую и деформирующую части (комбинированные протяжки).

Представляет интерес обработка деформирующим протягиванием точных отверстий в коренных и шатунных шейках коленчатых валов из специальных легированных сталей взамен предусмотренного в традиционном технологическом процессе ручного полирования. Кроме значительного повышения производительности труда деформирующее протягивание в данном случае позволяет значительно снизить поле допуска на отверстие и ввести взаимозаменяемость вместо селективной сборки с сопряженными деталями.

Весьма перспективно использование деформирующего протягивания при обработке отверстий в смешанных пакетах, широко применяемых в современном самолетостроении. В этом случае протягивание обеспечивает не только резкое повышение производительности труда и получение точных отверстий в пакете из металлов с очень разнящимися физико-механическими свойствами, но и достижение требуемой шероховатости обработанной поверхности и ее упрочнение, благодаря чему значительно повышается усталостная прочность узла.

К технологии обработки ряда тонкостенных трубчатых деталей в машиностроении наряду с обеспечением высокой точности и низкой шероховатости поверхности отверстий предъявляются требования по значительному повышению механических свойств металла. Вместе с тем одно лишь деформирующее протягивание тонкостенных изделий в свободном состоянии не обеспечивает существенного повышения механических свойств металла по всей толщине стенки детали. В связи с этим представляют значительный интерес новые технологические процессы, включающие термообработку стальных деталей, предшествующую деформирующему протягиванию. В этих случаях термообработка должна обеспечивать наряду с повышением прочностных характеристик металла также определенный запас его пластичности, необходимый для осуществления деформирующего протягивания.

Кроме приведенных примеров, показывающих разнообразие областей применения деформирующего протягивания, можно назвать также обработку деталей сложной формы, например коромысла клапана двигателя внутреннего сгорания, поворотного кулака передней оси трактора и др.

2. Рекомендации по проектированию инструмента и разработке операции деформирующего протягивания

Перечисленные группы деталей отличаются между собой по толщине стенок (толстостенные и тонкостенные, осесимметричные и с переменной толщиной стенки), по физико-механическим характеристикам материала (конструкционные, углеродистые, средне- и высоколегированные стали, цветные сплавы), по диаметрам и длине отверстий (диаметры 10—150 *мм*, длины до 1500 *мм*), по требованиям, предъявляемым к обработанной поверхности (шероховатость $R_z = 0{,}4 \div 80$, точность от 5-го до 1-го класса), по особенностям сложившихся технологических процессов изготовления деталей (обработка на станках-автоматах, автоматических и поточных линиях, наличие термообработки) и т. д. Поэтому для успешного решения вопроса о введении деформирующего протягивания в технологические процессы изготовления столь разнородных деталей потребовалось глубокое исследование этого метода обработки. Такое исследование было выполнено в ИСМ АН УССР в 1964—1974 гг. В процессе его проведения наряду с представленными выше исследованиями качества обработанной поверхности и обрабатываемости металла, упрочненного деформирующим протягиванием, решались также следующие вопросы:

1) разработка метода расчета твердосплавных рабочих элементов деформирующих протяжек на прочность и нахождение их оптимальной формы и размеров с точки зрения несущей способности; 2) создание специальных технологических смазок; 3) нахождение зависимостей для расчета осевой силы при деформирующем протягивании.

Ранее [115] было показано, что деформирующие элементы протяжек следует изготовлять только из металлокерамических твердых сплавов. Износостойкость таких элементов в сотни раз выше износостойкости стальных элементов. Кроме того, твердосплавные деформирующие элементы значительно меньше предрасположены к схватыванию с обрабатываемым материалом, чем стальные. Однако, так как твердые сплавы уступают инструментальным сталям по некоторым прочностным характеристикам, для успешной эксплуатации твердосплавных деформирующих протяжек

важен правильный выбор формы и размеров рабочих элементов, обеспечивающий наибольшую их несущую способность. Исследования показали, что этому условию удовлетворяет симметрично нагруженная форма деформирующих элементов, при которой зона контакта поверхности рабочего конуса с обрабатываемым цилиндром находится на равных удалениях от торцов деформирующего элемента [126]. При этом были найдены зависимости для определения оптимальной высоты деформирующего элемента, при которой последний имеет одинаковую прочность на изгиб и сжатие и вследствие этого обладает наибольшей несущей способностью. Многолетний опыт эксплуатации деформирующих протяжек на ряде предприятий показывает, что каждый из твердосплавных деформирующих элементов симметрично нагруженной формы может осуществлять деформации до 2—5% диаметра отверстия при стойкости, исчисляемой сотнями тысяч обработанных деталей.

При деформирующем протягивании тонкостенных деталей из углеродистых и низколегированных сталей, а также из цветных сплавов могут быть успешно использованы смазки на основе минеральных масел с противоизносными и противозадирными присадками (сульфофрезол, жидкости типа МР-1 и МР-2 и др.). Однако при протягивании труднодеформируемых материалов и толстостенных изделий эти смазки не могут предохранить инструмент от схватывания с деталью. Как показали исследования, в таких случаях следует применять специальные смазки[1], обладающие высокими экранирующими свойствами [118, 121, 127], т. е. способностью надежно разделять контактирующие поверхности инструмента и детали. Основой этих смазок служат лаки и клеи, а наполнителями — антифрикционные вещества (графит, дисульфид молибдена, тальк). Обработка партии деталей трактора К-700 на Кировском заводе (Ленинград) показала, что такие смазки исключают схватывание и позволяют понизить силы протягивания в 1,5—2 раза по сравнению с сульфофрезолом.

Для правильного выбора оборудования, определения конструктивных параметров деформирующих протяжек и назначения режимов протягивания необходимо знать силу протягивания Q_i, которая может быть определена по полу-

[1] Смазки разработаны ИСМ АН УССР и Днепропетровским химико-технологическим институтом.

ченным авторами уравнениям [124]. Для деталей с толщиной стенки $t_0 = (0{,}3 \div 0{,}4)\, d_0$ значение

$$Q_i = C \frac{t_0^x d_0^y (HB) K_i}{a^r} \left[\left(\sum_1^n \varepsilon \right)^m - \left(\sum_1^{n-1} \varepsilon \right)^m \right], \qquad (37)$$

а для деталей с толщиной стенки $t_0 > d_0$

$$Q_i = C \frac{d_0^y (HB)}{a^r} \left[\left(\sum_1^n a \right)^m - \left(\sum_1^{n-1} a \right)^m \right], \qquad (38)$$

где Q_i — максимальная суммарная сила на i деформирующих элементах, одновременно участвующих в процессе, *кГ*; K_i — сомножитель, учитывающий число деформирующих элементов, одновременно участвующих в процессе, и величину нагрузки на каждом из них, определяется по зависимостям, приведенным в работе [125]; $\sum_1^n a$, $\sum_1^{n-1} a$ — суммарный номинальный натяг (разность между диаметром деформирующего элемента и диаметром отверстия до протягивания) соответственно на n и $(n-1)$ деформирующих элементах.

В табл. 13 приведены значения коэффициентов и показателей степени, используемых в уравнениях (37) и (38) для ряда металлов. Выражения (37) и (38) получены для оптимального угла рабочего конуса $2\alpha = 8°$. Влияние твердости на силу изучено до $HB = 400$ *кГ/мм*^{2}. Уравнение (38) пригодно для расчета сил протягивания в толстостенных деталях, у которых отношение наружного диаметра детали к диаметру отверстия $D/d \geqslant 2{,}5$. При обработке деталей, для которых $D/d < 2{,}5$ с натягами $a = 0{,}01 \div 0{,}05$ *мм* силу протягивания, рассчитанную по уравнению (38), необходимо умножить на коэффициент $K_Q \approx 0{,}189\, (D/d)^m$ [124].

Специальная серия проведенных экспериментов показала, что силу протягивания можно значительно понизить, если при деформирующем протягивании использовать эффект внеконтактной деформации. Установлено, что кроме зоны непосредственного контакта рабочего конуса деформирующего элемента с обрабатываемой поверхностью существуют две зоны внеконтактной деформации, одна из которых расположена за рабочим конусом и лишает контакта цилиндрическую часть и обратный конус деформирующего элемента с обработанной поверхностью. Было установлено [109], что если деформирующие элементы протяжки

ТАБЛИЦА 13

Обрабатываемый материал	Смазка	Предельный натяг на деформирующий элемент, *мм*	t_0/d_0	C	x	y	r	m
Сталь:								
10				0,200	1,60	0,52	0,72	1,22
20				0,515	1,32	0,35	0,72	1,22
20Х				0,346	1,44	0,42	0,68	1,22
35	Сульфофрезол			0,535	1,32	0,35	0,72	1,22
45				0,545	1,32	0,31	0,76	1,22
40Х				0,600	1,12	0,42	0,71	1,16
20Г				0,440	1,40	0,40	0,64	1,22
12ХН3А		0,05—3,00 *	До 0,4	0,260	1,37	0,56	0,67	1,22
У8А				0,600	1,20	0,30	0,80	1,22
38ХНМЮА				0,406	1,32	0,35	0,72	1,22
38ХМЮА				0,410	1,32	0,35	0,72	1,22
ШХ15				0,385	1,27	0,39	0,71	1,28
ТВМ				0,524	1,42	0,33	0,72	1,22
Алюминиевый сплав АК-6				0,190	1,55	0,50	0,52	1,22
Титановый сплав ВТ-9	CdJ_2			0,245	1,16	0,50	0,65	1,00
Латунь Л62	Сульфофрезол			0,750	1,60	0,11	0,70	1,22
Латунь ЛС59-1				0,490	1,06	0,57	0,62	1,22
Бронза Бр. ОЦС 5-3-3				0,990	1,20	0,31	0,70	1,27
Алюминиевый сплав:								
АК-6	Масло АМГ-10			2,74	—	1,00	0,76	1,73
В93		0,05	≥ 1,0	3,31	—	1,00	0,66	1,60
В95				1,70	—	1,00	0,82	1,65
Д16				1,90	—	1,00	0,82	1,70
Магниевый сплав МЛ-5пч				1,20	—	1,00	0,91	1,50
Сталь 40ХНМА				1,53	—	1,00	0,91	1,80
Сталь 30ХГСА				2,28	—	1,00	0,83	1,90
Сталь 30ХГСНА, 45—50 *HRC*	АСФ-3			2,61	—	0,8	0,97	1,50
Сталь ЭИ-643, 48—52 *HRC*	АСФ-3			4,70	—	0,68	0,93	1,55

* В зависимости от условий обработки и требований, предъявляемых к обработанной поверхности.

расположить так, чтобы каждый последующий находился в зоне внеконтактной деформации, образованной предыдущим, то условия взаимодействия их с раздаваемой заготовкой изменятся, что приведет к уменьшению (до двух и более раз) суммарной силы и работы, необходимых для осуществления заданной величины пластической деформации. С учетом эффекта внеконтактной деформации была разработана и испытана на Кировском заводе (Ленинград) протяжка для обработки трубы трактора К-700 (табл. 14). Ее применение позволило снизить силу протягивания со 110 до 70 *т*.

3. Примеры внедрения деформирующего протягивания в производство

Решение перечисленных вопросов дало возможность успешно внедрить деформирующее протягивание на многих машиностроительных предприятиях. Ряд примеров внедрения приведен в табл. 14. Результаты эксплуатации твердосплавных деформирующих протяжек на этих предприятиях показали, что введение деформирующего протягивания в технологические процессы позволяет наряду с повышением качества обработанной поверхности значительно понизить себестоимость деталей (на 10—30%).

Как известно [144], принцип обеспечения наименьшей себестоимости является важнейшим критерием выбора оптимального варианта технологического процесса. Поэтому обработка отверстий с помощью деформирующего протягивания, позволяющая значительно понизить себестоимость деталей типа втулок и гильз, зачастую является оптимальной при изготовлении этих деталей.

При экономическом анализе нескольких вариантов технологического процесса [144] обычно сравнивают перечисленные ниже элементы технологической составляющей себестоимости (т. е. той части полной себестоимости, которая зависит от способа обработки): 1) затраты на материал; 2) зарплата производственных рабочих; 3) расходы по эксплуатации инструмента; 4) расходы по эксплуатации, амортизации и переналадке оборудования; 5) общецеховые и общезаводские расходы.

Производственные испытания показали, что при сравнении технологического процесса, включающего деформирующее протягивание, с другими технологическими процессами в первую очередь следует рассматривать первые три элемента технологической себестоимости. За счет уменьшения припуска на обработку отверстия резанием или полного исключения этой обработки значительно сокращается расход металла на изготовление детали (на 10—30%). При этом отпадает необходимость в отдельных операциях старой технологии, вследствие чего уменьшаются расходы на зарплату станочников и инструмент. Удельный вес снижения затрат по остальным элементам себестоимости при внедрении деформирующего протягивания обычно невелик в общем снижении затрат и учитывается при уточненных экономических расчетах.

В качестве примера сравнения экономических показателей традиционной заводской технологии обработки точного отверстия и новой технологии, включающей деформирующее протягивание, приведем обработку гильзы силового гидроцилиндра (см. рис. 83 и табл. 14).

Институтом сверхтвердых материалов АН УССР совместно с ВЗТА разработана и внедрена в производство на этом заводе технология обработки отверстия гильзы силового гидроцилиндра самоходного шасси ДСШ-14, включающая деформирующее, режущее и выглаживающее протягивание (табл. 15). Согласно этой технологии, протягивание гильз осуществляется на горизонтально-протяжном станке модели 7Б520 при скорости протягивания, равной 5 *м/мин*. В качестве СОЖ применяется сульфофрезол. Рабочие элементы деформирующих и выглаживающих протяжек изготовляются из твердого сплава ВК15М по типовой технологии [111] с помощью шлифовальных кругов и паст из синтетических алмазов. Форма деформирующих элементов — симметрично нагруженная [126]. Углы рабочего и обратного конусов принимаются равными 4—5°. Режущие протяжки (сталь Р18К5Ф2) изготовляются с учетом приведенных выше рекомендаций по конструированию протяжек, предназначенных для обработки металла, упрочненного деформирующим протягиванием. Заточка и переточка этих протяжек производится абразивными кругами, а доводка их зубьев осуществляется кругами из кубического нитрида бора марки КО зернистостью 63/50—80/63 на связке Б1 при концентрации 100% [13]. Доводка передней поверхности производится кругами формы 3Т ГОСТ 16177—70 на следующих режимах: скорость вращения круга — 20—25 *м/сек*, скорость вращения протяжки —10—15 *м/мин*, подача протяжки — 0,01 *мм/об*, припуск на доводку — 0,05 *мм*. Доводка задней поверхности производится только один раз (после заточки) кругами формы ЧК ГОСТ 16172—70 на тех же режимах. Доводка осуществляется без применения СОЖ.

Пятилетний опыт изготовления гильз гидроцилиндров по новой технологии показал, что она обладает целым рядом существенных преимуществ по сравнению с технологией, применявшейся ранее (см. табл. 15). За счет уменьшения поперечного сечения заготовки (труба 48 × 8 была заменена на трубу 45 × 6) получено снижение расхода металла на 25,2%. Такая замена заготовки стала возможной

ТАБЛИЦА 14

Предприятие	Обрабатываемая деталь			
	Наименование	Длина, *мм*	Диаметр отверстия, *мм*	Шероховатость
Завод им. Лепсе (Киев)	Втулка балансира трактора	79	$72^{+0,4}_{+0,2}$	∇5
Винницкий завод тракторных агрегатов (ВЗТА)	Гильза силового гидроцилиндра самоходного шасси	340	$36^{+0,1}$	∇8б
Алтайский тракторный завод	Втулка балансира трактора	132	$105^{+0,7}$	∇5
		85	$105^{+0,7}$	∇5
Хмельницкий завод «Трактородеталь»	Втулка коромысла	31,5	$29,7^{+0,33}$	∇5
		27	$22^{+0,05}_{+0,02}$	∇7
Мелитопольский агрегатный завод	Цилиндры амортизатора	196 252,5	30 ± ± 0,05	∇8
Производственное объединение Кировский завод (Ленинград) *	Труба	600	119 ± ± 0,5	∇3
	Втулка	52	$81,3^{+0,22}$	∇6

Технологический процесс		Средняя степень деформации, %	Год внедрения	Обработано деталей на 1 июля 1975 г., тыс. шт.	Годовой экономический эффект, тыс. руб.	Годовая экономия металла, *т*
старый	новый					
Труба 89×11, ГОСТ 8732—70, сталь 20	Труба 83×8,5, ГОСТ 8732—70, сталь 20	9,1	1967	17 000	262,0	1250
Труба 48×8, ГОСТ 8734—58, сталь 45	Труба 45×6, ГОСТ 8734—58, сталь 45	8,5	1972	280	42,0	63,5
Труба 127×14, ГОСТ 8732—70, сталь 45	Труба 121×11, ГОСТ 8732—70, сталь 45	6,1	1968	730	26,0	200,0
Труба 127×14 и 121×11, ГОСТ 8732—70, сталь 45	Труба 114×9,5, ГОСТ 8732—70, сталь 45	6,1	1970	510	12,8	111,7
Труба 36×4,5, ГОСТ 8734—58, сталь 45	Труба 34×3, ГОСТ 8734—58, сталь 45	6,1	1968	3700	7,5	28,9
Лента толщиной 1,3 *мм*, бронза ОЦС5-5-5	Лента толщиной 1,1 *мм*, бронза ОЦС5-5-5	0,3	1968	1650	4,4	1,16
Труба 33, 5×1,8 ЧМТУ 3-125-68, ГОСТ 8733—58, сталь 20		0,7	1970	2100	38,0	1,7
Труба 159×30, ГОСТ 8732—70, сталь 40Х	Труба 146×19, ГОСТ 8732—70, сталь 40Х	11,0	1975	Опытная партия	196,4	1780
Труба 95×10 ГОСТ 1208—54, бронза БрАЖМц 10-3-1,5	Труба 90×7,5 ГОСТ 1208—54, бронза БрАЖМц 10-3-1,5	8,4	1974	85	20,7	24,2

Продолжение табл. 14

Предприятие	Обрабатываемая деталь			
	Наименование	Длина, *мм*	Диаметр отверстия, *мм*	Шероховатость
Производственное объединение Кировский завод (Ленинград)	Втулки	31	$74{,}4^{+0{,}2}$	∇5
		115	$100^{+0{,}2}$	∇5
		118	$105{,}2^{+0{,}1}$	∇5
		55	$150^{+0{,}062}$	∇6
Чебоксарский агрегатный завод	Втулка звена гусеницы	316	$55^{+0{,}8}_{+0{,}5}$	∇5
ГПЗ-18 (Винница), ГПЗ-3 (Саратов)	Внутренние кольца подшипников: 202, 206, 208, 303, 306, 2206, 102605	Размеры по ГОСТам		∇8
Одесский завод «Автогенмаш»	Втулки рабочие	155, 180	$15^{+0{,}019}$, $20^{+0{,}023}$	∇10
	Кожухи резаков	140, 290	$25^{+0{,}14}$	∇5
Барановичский завод автомобильных агрегатов	Цилиндр амортизатора автомобилей МАЗ, КрАЗ, УралАЗ	305	$52^{+0{,}06}$	∇9

Технологический процесс		Средняя степень деформации, %	Год внедрения	Обработано деталей на 1 июля 1975 г., тыс. шт.	Годовой экономический эффект, тыс. руб.	Годовая экономия металла, *т*
старый	новый					
Труба 95×15, ГОСТ 1208—54, бронза БрАЖМц 10-3-1,5	Труба 90×10, ГОСТ 1208—54, БрАЖМц 10-3-1,5	6,3	1974	27	5,0	6,3
Труба 121×14, ГОСТ 8732—70, сталь 45Х	Труба 108×9, ГОСТ 8732—70, сталь 45Х	11,1	1974	47,5	9,3	77,0
Труба 127×16, ГОСТ 8732—70, сталь 40Х	Труба 121×14, ГОСТ 8732—70, сталь 40Х	13,1	1974	37	3,7	35,8
Труба 194×28, ГОСТ 8732—70, сталь 40Х	Труба 180×20, ГОСТ 8732—70, сталь 40Х	6,7	1974	79	26,3	125,0
Труба 83×17, ГОСТ 8732—70, сталь 20Г	Труба 76×12, ГОСТ 8732—70, сталь 20Г	5,8	1975	20	104,0	871,3
Размеры заготовок при внедрении новой технологии не изменялись, сталь ШХ15		1,5—2,0	1974	23500	140,7	—
Размеры заготовок при внедрении новой технологии не изменялись, сталь 38ХНМЮА		0,8—1,1	1968	410	22,0	—
Труба 30×3, ГОСТ 8734—58, сталь 20		13,6				
Труба 60×6, ГОСТ 8732—70, сталь 45		1,7—2,3	1966	1950	262,0	—

Продолжение табл. 14

Предприятие	Обрабатываемая деталь			
	Наименование	Длина, *мм*	Диаметр отверстия, *мм*	Шероховатость
Минский и Кременчугский автозаводы, Борисовский завод «Автозапчасть»	Цилиндры гидроусилителя руля	403 324	$52^{+0,08}$ $67,5^{+0,06}$	∇9 ∇7
Белоколодезянский ремзавод Харьковской области	Цилиндр домкрата	180	$39^{+0,05}$	∇8
Киевский опытно-показательный редукторный завод	Сателлиты и шестерни редуктора	12—20	$15_{-0,019}$, $17_{-0,019}$, $28^{+0,023}$, $35^{+0,027}$	∇7
Хмельницкий завод термопластавтоматов	Цилиндры термопластавтоматов	750—1000	$30^{+0,023}$, $36^{+0,027}$, $40^{+0,027}$, $45^{+0,05}$	∇9
Киевский мотозавод, Манский мотовелозавод, Ижевский машиностроительный завод	Детали типа труб и цилиндров мотоциклов К-750, ИЖ-56, М-104	20—520	$20^{+0,045}$, $25,4^{+0,084}$, $37^{+0,09}$, $39^{+0,1}$	∇7—∇9

* Детали тракторов К-700 и К-701.

благодаря использованию деформирующего протягивания с деформацией 2,3 *мм* в качестве черновой операции, позволившей исправить неточности отверстия заготовки и увеличить ее наружный диаметр до требуемой величины. Кроме того, это дало возможность значительно сократить трудоемкость чистовой обработки отверстия резанием. Эта обработка в новом технологическом процессе необходима лишь для удаления поверхностного дефектного слоя металла незначительной толщины, имеющегося на трубном прокате. Она осуществляется режущей протяжкой в один проход. Необходимые точность и шероховатость поверхнос-

Технолочический процесс		Средняя степень деформации, %	Год внедрения	Обработано деталей на 1 июля 1975 г., тыс. шт.	Годовой экономический эффект, тыс. руб.	Годовая экономия металла, *т*
старый	новый					
Труба 63×8, ГОСТ 8734—58, сталь 45	Труба 83×10, ГОСТ 8732—58, сталь 35	1,0—1,6	1966 1968	1070	48,0	—
Труба 48×5,5, ГОСТ 8734—58, сталь 30		5,4	1973	190	8,7	—
Размеры заготовок при внедрении новой технологии не изменялись, сталь 40Х после азотирования		0,2—0,7	1972	225	21,1	—
Размеры заготовок при внедрении новой технологии не изменялись, сталь 38Х2МЮА		0,3—0,7	1975	Опытная партия	17,5	—
Размеры заготовок из труб ГОСТ 8734—58 при внедрении новой технологии не изменялись, стали 35 и 45		0,3—5,8	1965	25800	64,6	—

ти отверстия обеспечиваются в процессе выглаживающего протягивания с деформациями порядка 0,30—0,55 *мм*. Новая технология позволяет также в 5 раз сократить расходы по эксплуатации инструмента. Ранее для улучшения обрабатываемости металла резанием в технологический процесс включалась нормализация. Однако даже при наличии нормализации около 1,5% деталей уходило в брак вследствие возникновения глубоких надиров на обрабатываемой поверхности в процессе обработки резанием. Авторами было установлено, что при работе режущей протяжки по металлу, предварительно упрочненному деформирующим протягива-

ТАБЛИЦА 15

Технологический процесс	Заготовка	Затраты на материал, коп.	Наименование операции
Ранее применявшийся	Труба 48×8 ГОСТ 8734—58, сталь 45	49,00	Нормализация Зенкерование до $d = 35{,}1^{+0{,}2}$ *мм* Режущее протягивание $35{,}55^{+0{,}15}$ $35{,}85^{+0{,}15}$ $36{,}0^{+0{,}1}$ Раскатывание до $d = 36{,}0^{+0{,}1}$ Раскатывание для снятия заусениц
Новый	Труба 45×6 ГОСТ 8734—58, сталь 45	36,50	Протягивание: деформирующее до $d = 35{,}2^{+0{,}1}$ режущее до $d = 35{,}55^{+0{,}15}$ выглаживающее до $d = 36{,}0^{+0{,}1}$

нием, такие надиры не наблюдаются. Это позволило не включать нормализацию в новую технологию. Стендовые испытания показали, что герметичность сварного шва (см. рис. 83) в процессе деформирующего и выглаживающего протягиваний не нарушается.

Показатели эффективности описанного технологического процесса приведены в табл. 14. Себестоимость детали при его внедрении на ВЗТА уменьшилась на 48,2 коп. (на 32%), а годовая экономия трубного проката достигла 63,5 *т*. Этот пример показывает, что деформирующее протягивание экономически выгодно даже при относительно небольших программах выпуска деталей.

Разработки ИСМ АН УССР по деформирующему протягиванию внедряются в производство с 1965 г. С помощью этого метода уже обработано более 80 млн. различных деталей. Суммарный годовой экономический эффект от внедрения разработок по деформирующему протягиванию в

Зарплата станочников, коп.		Расходы, коп.			Итого, коп	Экономия на один гидроцилиндр, коп
по операциям	суммарная	по эксплуатации инструмента	вызванные браком продукции	амортизационные по оборудованию		
0,63	7,09	34,46	1,66	2,39	94,60	—
3,10						
0,60						
0,60						
0,73						
0,69						
0,74						
	1,03	7,00	—	0,97	46,40	48,20
0,60						
0,60						
0,73						

настоящее время превышает 1340 тыс. руб., а годовая экономия металла — 4600 *т*, из которых 32 *т* — цветные металлы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Аваков А. А. Физические основы теорий стойкости режущих инструментов. Машгиз, М., 1960. 308 с.
2. Адлер Ю. П., Маркова Е. В., Грановский Ю. В. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. «Наука», М., 1971. 283 с.
3. Алексеев П. Г. Устойчивость остаточных напряжений и их влияние на износостойкость деталей, упрочненных наклепом.—В кн.: Повышение эксплуатационных свойств деталей поверхностным пластическим деформированием, I. МДНТП, М., 1971, с. 28—34.
4. Алексеев П. Г. Влияние процесса резания на качество и износостойкость поверхностного слоя.— В кн.: Упрочнение деталей машин механическим наклепыванием. «Наука», М., 1965, с. 135—141.
5. Апин Л. Р., Кочетков Я. П. Пластические деформации детали в процессе дорнования.— В кн.: Вопросы точности протягивания, 7. Изд. РПИ, Рига, 1967, с. 19—30.
6. Беззубенко Н. К., Коротченко Н. Н. К вопросу дорнования твердосплавными дорнами, доведенными алмазными кругами.— В кн.: Станки и режущие инструменты, 1. Изд-во ХГУ, Харьков, 1966, с. 73—80.
7. Белов В. А. Повышение несущей способности плоских поверхностей методом вибрационного упрочнения.— В кн.: Повышение прочности и долговечности деталей машин поверхностным пластическим деформированием. НИИИНФОРМТЯЖМАШ, М., 1970, с. 56—64.
8. Биргер И. А. Остаточные напряжения. Машгиз, М., 1963. 232 с.
9. Бунга Л. А. Сравнительное исследование обточенных, обкатанных и виброобкатанных поверхностей на износ — схватывание— Изв. вузов, сер. Машиностроение, 1963, 6, с. 158—162.
10. Бусел Ю. Ф. Исследование процесса протягивания точных отверстий в пакетах из некоторых авиационных материалов. Автореф. канд. дис. ФТИ АН БССР, Минск, 1971. 19 с.
11. Бабичев М. А. Методы определения внутренних напряжений в деталях машин. Изд-во АН УССР, М., 1955. 132 с.

12. Баев А. К. Влияние изменения механических свойств при наклепе стали на усилия резания.— В кн.: Труды Харьковского авиационного института, 19. Изд-во ХГУ, Харьков, 1962, с. 33—44.
13. Бакуль В. Н. и др. Справочник по алмазной обработке металлорежущего инструмента. «Техніка», Киев, 1971. 208 с.
14. Берлинер М. С. Процессы протягивания деталей на ЗИЛе.— В кн.: Новые протяжные станки и прогрессивные методы протягивания. НИИМаш, М., 1966, с. 73—78.
15. Бетанели А. И. Твердость стали и твердых сплавов при повышенных температурах. Машгиз, М., 1958. 96 с.
16. Витенберг Ю. Р. Шероховатость поверхности и методы ее оценки. «Судостроение», Л., 1971. 108 с.
17. Государственные стандарты. Металлы. Методы механических и технологических испытаний. Изд-во стандартов, М., 1967. 263 с.
18. Гриценко Э. И. Влияние технологической наследственности на шероховатость и микрорельеф поверхности после деформирующего протягивания.— В кн.: Сверхтвердые материалы для промышленности. Изд. ИСМ АН УССР, Киев, 1973, с. 201—202.
19. Гриценко Э. И. Исследование качества поверхности отверстий, обработанных режущим инструментом и твердосплавными деформирующими протяжками. Автореф. канд. дис. ХПИ, Харьков, 1974. 27 с.
20. Гурвич И. Б. Влияние микрогеометрии деталей на износ.— Автомобильная промышленность, 1969, 4, с. 34—36.
21. Давиденков Н. Н. Об измерении остаточных напряжений.— Заводская лаборатория, 1950, 2, с. 1452—1454.
22. Деледивка В. П. Точность обработки отверстий в деталях из горячекатаных труб твердосплавными деформирующими протяжками.— В кн.: Сверхтвердые материалы для промышленности. Изд. ИСМ АН УССР, Киев, 1973, с. 218—219.
23. Демкин Н. Б. Фактическая площадь касания твердых поверхностей. Изд-во АН СССР, М., 1962. 111 с.
24. Денщик Н. М. Окончательная обработка цилиндров различной жесткости двухрядными роликовыми дорнирами. — В кн.: Доклады ТСХА, 73. Изд. ТСХА, М., 1962, с. 227—240.
25. Драйгор Д. А., Пушкарев В. В. Влияние механического упрочнения поверхностных слоев стали на сопротивление изнашиванию (условия трения скольжения).— ДАН УССР 1961, 10, с. 1289—1295.
26. Дьяченко П. Е. Влияние шероховатости поверхности на ее износ.— В кн.: Качество поверхностей деталей машин. Машгиз, М.— Л., 1949, с. 28—32.
27. Дьяченко П. Е. Исследование зависимости микрогеометрии поверхности от условий механической обработки. Изд-во АН СССР, М.— Л., 1949. 127 с.
28. Дьяченко П. Е., Смирнова Т. В. Износостойкость и остаточные напряжения в поверхностных слоях металлов.— Изв. ОТН АН СССР, 1954, 4, с. 73—79.
29. Еремин А. Н. Физическая сущность явлений при резании стали. Машгиз, Москва — Свердловск, 1951. 226 с.
30. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов. Машгиз, М., 1956. 368 с.

31. Зорев Н. Н., Фетисова З. М. Обработка резанием тугоплавких сплавов (на основе молибдена). «Машиностроение», М., 1966. 227 с.
32. Зорев Н. Н. Обрабатываемость металлов и износ режущего инструмента. Исследование процесса резания металлов в США, 2. НИИМаш, М., 1967. 130 с.
33. Исаев А. И. Процесс образования поверхностного слоя при обработке металлов резанием. Машгиз, М., 1950. 358 с.
34. Карабеков М. М., Колев К. С. Метод исследования влияния напряжений на износ металлов.— Заводская лаборатория, 1971, 10, с. 1251—1253.
35. Карасев Н. А. Вопросы дорнования и ротационного обжима двухрядными роликовыми головками.— В кн.: Доклады ТСХА, 86. Изд. ТСХА, М., 1963, с. 119—124.
36. Карпенко Г. В. Влияние механической обработки на прочность и выносливость стали. Машгиз, Москва — Киев, 1959. 186 с.
37. Карпенко Г. В. и др. Упрочнение стали механической обработкой. «Наукова думка», Киев, 1966. 202 с.
38. Касьян М. В., Маркарян Г. К. Высокое качество поверхности (упрочнение) — основа повышения надежности. Арм. респ. дом техники. Респ. правл. НТОМашпром., Ереван, 1966. 133 с.
39. Кацев П. Г., Епифанов Н. П. Справочник протяжника. Машгиз, М., 1963. 256 с.
40. Кацев П. Г. Статистические методы исследований режущего инструмента. «Машиностроение», М., 1968. 156 с.
41. Кобрин М. М. Эпюры остаточных напряжений при поверхностном пластическом деформировании.— В кн.: Упрочнение деталей машин механическим наклепыванием. «Наука», М., 1965, с. 127—134.
42. Коновалов Е. Г., Дривотин Н. Г. Износостойкость деталей, обработанных шариковым обкатывающим инструментом. Изв. АН БССР, сер. Физико-технические науки, 1969, 3, с. 56—60.
43. Коновалов Е. Г., Сидоренко В. А. Чистовая и упрочняющая обработка поверхностей. «Вышэйшая школа», Минск, 1968. 364 с.
44. Костецкий Б. И. Основные вопросы теории трения и изнашивания деталей машин. Машгиз, Киев — Москва, 1955. 52 с.
45. Костецкий Б. И. Основные вопросы в проблеме сопротивления изнашиванию деталей машин.— В кн.: Развитие теории трения и изнашивания. Изд-во АН СССР, М., 1957, с. 117—135.
46. Костецкий Б. И. Сопротивление изнашиванию деталей машин. Машгиз, Москва — Киев, 1959. 478 с.
47. Костецкий Б. И., Филипчук И. К. Сущность и механизм разрушения поверхности при трении второго рода в связи с физическими, химическими и механическими процессами. Изд. ГК СМ СССР по автоматизации и машиностроению. Ин-т машиноведения, М., 1961. 11 с.
48. Костецкий Б. И., Носовский И. Г. Износостойкость и антифрикционность деталей машин. «Техніка», Киев, 1965. 206 с.
49. Костецкий Б. И., Колесниченко Н. Ф. Качество поверхности и трение в машинах. «Техніка», Киев, 1969. 215 с.
50. Костецкий Б. И. Трение, смазка и износ в машинах. «Техніка», Киев, 1970. 395 с.
51. Кравченко Б. А., Ан Г. Д., Зрелова Р. А. Влияние ультразвукового упрочнения на напряженное состояние поверхност-

ного слоя.— В кн.: Труды семинара «Влияние методов и режимов чистовой обработки на эксплуатационные свойства деталей машин», ч. 2. Ленинградский дом научно-технической пропаганды, Л., 1969, с. 97—102.
52. Кравченко Б. А. Силы, остаточные напряжения и трение при резании металлов. Куйбышевское книжное изд-во, Куйбышев, 1962. 179 с.
53. Кравцов А. Н. Исследование влияния формы микронеровностей трущихся поверхностей на силы трения.— Изв. Вузов, сер. Приборостроение, 1968, 1, с. 121—127.
54. Крагельский И. В. Влияние шероховатости поверхности на трение.— Изв. АН СССР, 1946, 12, с. 18—22.
55. Крагельский И. В. Трение и износ. «Машиностроение», М., 1968, 480 с.
56. Кроха В. А. Кривые упрочнения металлов при холодной деформации. «Машиностроение», М., 1968. 132 с.
57. Кудрявцев И. В., Саверин М. М., Рябченков А. В. Методы поверхностного упрочнения деталей машин. Машгиз, М., 1949. 222 с.
58. Кудрявцев И. В. Внутренние напряжения как резерв прочности в машиностроении. Машгиз, М., 1951. 278 с.
59. Кудрявцев И. В. Поверхностный наклеп для повышения прочности и долговечности деталей машин. «Машиностроение», М., 1969. 100 с.
60. Кудрявцев П. И., Чудновский А. Д. Поверхностное упрочнение деталей, работающих в условиях малоцикловых нагружений.— В кн.: Повышение прочности и долговечности деталей машин поверхностным пластическим деформированием. ЦНИИТМАШ М., 1970, с. 105—109.
61. Кузнецов А. М., Марин А. З. Комбинированная протяжка (прошивка) для обработки вязких материалов.— В кн.: Металлорежущий и контрольно-измерительный инструмент, 8. НИИМаш, М., 1969, с. 2—7.
62. Кузнецов А. М., Марин А. З. Повышение качества обработки при протягивании с уплотняющими зубьями. — В кн.: Сборник научных трудов Пермского политехнического института, 64. Пермь, 1970, с. 117—121.
63. Кузнецов А. М., Марин А. З. Обработка комбинированным протягиванием круглых отверстий в деталях из вязких материалов.— Автомобильная промышленность, 1970, 4, с. 33—35.
64. Ларин М. Н. Оптимальные геометрические параметры режущей части инструмента. Оборонгиз, М., 1953. 148 с.
65. Лоладзе Т. Н. Износ режущего инструмента. Машгиз, М., 1958. 356 с.
66. Любарский И. М., Белый В. А. Обзорные доклады по теме «Роль структуры поверхностных слоев в процессе трения твердых тел». «Наука и техника», Минск, 1969. 68 с.
67. Макаров А. Д. Износ и стойкость режущего инструмента. «Машиностроение», М., 1966. 264 с.
68. Маргулис Д. К. Протяжки переменного резания. Машгиз, Москва — Свердловск, 1962. 269 с.
69. Марин А. З., Кузнецов А. М. Протяжка для обработки отверстий. Авт. свид. СССР № 241930.— Бюл. изобр., 1969, 14.

70. Марин А. З. Исследование процесса одновременного пластического деформирования и резания при протягивании (прошивании) отверстий деталей из вязких материалов. Автореф. канд. дис., Московский автомеханический институт, М., 1969. 27 с.
71. Маталин А. А. Качество поверхности и эксплуатационные свойства деталей машин. Машгиз, М.— Л., 1956. 252 с.
72. Маталин А. А., Некрасов Е. Н. Формирование остаточных напряжений при шлифовании металлов.— В кн.: Передовая технология и автоматизация управления процессами обработки деталей машин. «Машиностроение», Л., 1970, с. 368—378.
73. Маталин А. А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов. «Машиностроение», Л., 1970. 320 с.
74. Маталин А. А. Технологические методы повышения долговечности деталей машин. «Техніка», Киев, 1971. 142 с.
75. Меламед В. И., Давидюк В. И., Чагинцева А. А. Усилия резания и усадка стружки при срезании наклепанного слоя металла.— Изв. вузов, сер. Машиностроение, 1961, 6, с. 147—153.
76. Мончeнко В. П., Гиссин В. И. Протяжка (прошивка) для обработки отверстий дорнованием. Авт. свид. СССР № 188819.— Бюл. изобр., 1966, 22.
77. Мончeнко В. П. Дорнование отверстий в длинных гильзах и втулках. НИИТАвтопром, М., 1967. 112 с.
78. Мончeнко В. П. Обработка гильз пневмоцилиндров дорнованием. Размерно-чистовая и упрочняющая обработка холодным пластическим деформированием. По материалам школы передового опыта. Изд. ЦНТИХНМаш. Серия ХМ-9, М., 1968, с. 43—51.
79. Налимов В. В., Чернова Н. А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. «Наука», М., 1968. 340 с.
80. Некрасов С. С., Кокоткин П. Л. Физико-механические свойства поверхности валов после чистовой обработки пластическим деформированием многороликовыми инструментами.— В кн.: Доклады МИИСП, 3, 4. Изд. МИИСП, М., 1966, с. 5—13.
81. Некрасов С. С., Румянцев А. В. Вопросы износостойкости пластически деформированных поверхностей.— В кн.: Доклады МИИСП, 1, 4. Изд. МИИСП, М., 1964, с. 11—16.
82. Папшев Д. Д., Стульников В. К. О приросте твердости при обкатке сталей.— В кн.: Научные труды КПИ, сер. Механика. Куйбышевское книжное изд-во. Куйбышев, 1969, с. 313—314.
83. Папшев Д. Д. Упрочнение деталей обработкой шариками. «Машиностроение», М., 1968. 132 с.
84. Позднякова И. В. Износостойкость и остаточные напряжения при дорновании.— В кн.: Упрочнение деталей машин механическим наклепыванием. Труды совещания по упрочнению деталей машин АН СССР. «Наука», М., 1965, с. 142—150.
85. Позднякова И. В., Проскуряков Ю. Г. Износостойкость деталей, обработанных методом дорнования.— В кн.: Прогрессивная технология чистовой обработки деталей машин. Изд. ЧПИ, Челябинск, 1970, с. 161—166.
86. Позднякова И. В. Эксплуатационные свойства деталей машин, обработанных дорнованием. Автореф. канд. дис., ЧПИ, Челябинск, 1966. 29 с.

87. Подураев В. Н. Обработка резанием жаропрочных и нержавеющих материалов. «Высшая школа», М., 1965. 520 с.
88. Подураев В. Н., Ярославцев В. М., Ярославцева Н. А. Способ обработки резанием с опережающим пластическим деформированием.— Вестник машиностроения, 1971, 4, с. 64—65.
89. Подураев В. Н., Ярославцев В. М., Ярославцева Н. А. Влияние обработки резанием с опережающим пластическим деформированием на предел выносливости обработанных деталей.— Изв. вузов, сер. Машиностроение, 1971, 8, с. 121—124.
90. Подураев В. Н., Ярославцев В. М., Ярославцева Н. А. Эффективность обработки резанием с опережающим пластическим деформированием.— Вестник машиностроения, 1972, 12, с. 58—61.
91. Полетика М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. «Машиностроение», М., 1969, 152 с.
92. Посвятенко Э. К. Влияние предварительного пластического деформирования на качество поверхности после чистовой обработки.— В кн.: Сверхтвердые материалы для промышленности. Изд. ИСМ АН УССР, Киев, 1973, с. 213—215.
93. Посвятенко Э. К. Исследование обрабатываемости металла, упрочненного черновым деформирующим протягиванием. Автореф. канд. дис., КПИ, Киев, 1974. 29 с.
94. Прейс Г. А., Сологуб Н. А. Повышение износостойкости деталей оборудования сахарных заводов. «Техніка», Киев, 1966. 139 с.
95. Проскуряков Ю. Г. Дорнование отверстий. Машгиз, Москва — Свердловск, 1961. 192 с.
96. Проскуряков Ю. Г. и др. Новая технология изготовления гильз гидроцилиндров.— Тракторы и сельхозмашины, 1969, 12, с. 36—38.
97. Проскуряков Ю. Г., Попов Л. В., Романов В. Н. Чистовая обработка отверстий длинных гильз гидроцилиндров дорнованием с большими натягами по схеме растяжения.— В кн.: Размерная, чистовая и упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием деталей тракторов и сельхозмашин. Труды НИИТракторосельхозмаша. ОНТЭИ, М., 1971, с. 32—37.
98. Проскуряков Ю. Г. Рапределение остаточных напряжений при дорновании деталей.— Изв. вузов, сер. Машиностроение, 1961, 2, с. 119—137.
99. Проскуряков Ю. Г., Позднякова И. В. Остаточные напряжения в деталях, обработанных дорнованием.— В кн.: Современные способы и технология обработки деталей упрочняюще-калибрующими инструментами. ЧПИ, Челябинск, 1962, с. 37—48.
100. Проскуряков Ю. Г., Позднякова И. В., Куликовских В. А. Обработка отверстий многозубыми дорнами.— Станки и инструмент, 1962, 4. с. 29—33.
101. Проскуряков Ю. Г., Позднякова И. В. Повышение износостойкости поверхностей дорнованием.— Вестник машиностроения, 1963, 9, с. 52—56.
102. Проскуряков Ю. Г., Позднякова И. В. Износоустойчивость поверхности отверстий, обработанных дорнованием.— Изв. вузов, сер. Машиностроение, 1963, 11, с. 168—176.
103. Проскуряков Ю. Г., Позднякова И. В. Фактическая площадь контакта обработанных дорнованием поверхностей.—

В кн.: Технология чистовой и отделочной обработки поверхностей деталей, 47. Изд. ЧПИ, Челябинск, 1960, с. 50—54.
104. Проскуряков Ю. Г., Валяев Ф. Ф. Влияние режима обработки на качество поверхности при дорновании отверстий с большими натягами.— Станки и инструмент, 1970, 12, с. 23—25.
105. Проскуряков Ю. Г., Акименко Ю. А., Федотов В. И. Прошивка. Авт. свид. СССР № 302187.— Бюл. изобр., 1971, 15.
106. Проскуряков Ю. Г., Романов В. Н. Новые процессы дорнования отверстий.— Вестник машиностроения, 1973, 3, с. 51—54.
107. Пустыльник Е. И. Статистические методы анализа и обработки наблюдений. «Наука», М., 1968. 288 с.
108. Рекомендации по стандартизации для СЭВ. Металлы. Планирование механических испытаний и статистическая обработка результатов. М., 1968. 16 с.
109. Розенберг А. М. и др. Эффект внеконтактной деформации при пластическом деформировании.— Синтетические алмазы, 1973, 3, с. 22—24.
110. Розенберг А. М., Еремин А. Н. Элементы теории процесса резания металлов. Машгиз, М.— Свердловск, 1956. 320 с.
111. Розенберг А. М., Розенберг О. А. Обработка отверстий твердосплавными выглаживающими протяжками. «Техніка», Киев, 1966. 64 с.
112. Розенберг А. М., Розенберг О. А., Гриценко Э. И. Остаточные напряжения после обработки отверстий деформирующими протяжками.— Проблемы прочности, 1973, 12, с. 95—99.
113. Розенберг А. М. и др. Опора к протяжному станку. Авт. свид. СССР № 453252.— Бюл. изобр., 1974, 46.
114. Розенберг А. М., Розенберг О. А., Гриценко Э. И. Влияние предварительной обработки режущим инструментом на образование микрорельефа поверхности при деформирующем протягивании.— В кн.: Технология и организация производства, 3. УкрНИИНТИ, Киев, 1974, с. 17—19.
115. Розенберг А. М., Розенберг О. А., Сирота Д. А. Твердосплавные протяжки для обработки отверстий методом пластического деформирования. УкрНИИНТИ, Киев, 1968. 40 с.
116. Розенберг А. М. и др. Влияние режима деформирующего протягивания на чистоту поверхности.— Машиностроитель, 1968, 5, с. 21—23.
117. Розенберг А. М. и др. Выбор оптимальных геометрических параметров рабочих элементов твердосплавных деформирующих протяжек.— В кн.: Протяжной инструмент, ч. II. Изд. Челябинского гор. отд. НТО Машпром, Челябинск, 1969, с. 45—56.
118. Розенберг А. М. и др. Смазка для холодной обработки металлов. Авт. свид. СССР № 273357.— Бюл. изобр., 1970, 20.
119. Розенберг О. А., Гриценко Э. И., Смагленко Ф. П. Остаточные напряжения в деталях, обработанных деформирующим протягиванием.— В кн.: Резание и инструмент, 4. Изд-во ХГУ, Харьков, 1971, с. 94—97.
120. Розенберг А. М., Розенберг О. А. Развитие операции деформирующего протягивания на базе использования твердых сплавов и синтетических алмазов.— Синтетические алмазы, 1971, 3, с. 29—32.

121. Розенберг А. М. и др. Новая комплексная методика испытания технологических смазок для обработки металлов давлением.— В кн.: Технологические смазки, 11. УкрНИИНТИ, Киев, 1971, с. 32—37.
122. Розенберг А. М., Розенберг О. А., Гриценко Э. И. Шероховатость поверхности после деформирующего протягивания.— Вестник машиностроения, 1973, 10, с. 71—73.
123. Розенберг А. М., Розенберг О. А., Гриценко Э. И. Качество поверхностного слоя металла отверстий, обработанных твердосплавными деформирующими протяжками.— В кн.: Резание и инструмент, 8. Изд-во ХГУ, Харьков, 1973, с. 152—156.
124. Розенберг А. М. и др. Расчет силы протягивания отверстий твердосплавной деформирующей протяжкой. «Наукова думка», Киев, 1975. 55 с.
125. Розенберг А. М., Розенберг О. А. Протяжки и прошивки с твердосплавными деформирующими элементами.— Синтетические алмазы, 1970, 1, с. 4—10.
126. Розенберг А. М. и др. Прочность твердосплавных рабочих элементов деформирующих протяжек. «Техніка», Киев, 1971. 124 с.
127. Розенберг А. М. и др. Некоторые особенности обработки отверстий твердосплавными деформирующими протяжками.— В кн.: Пути повышения качества металлорежущих инструментов. «Омская правда», Омск, 1974, с. 29—46.
128. Розенберг А. М., Посвятенко Э. К. Обрабатываемость сталей предварительно упрочненных деформирующим протягиванием.— Вестник машиностроения, 1972, 11, с. 49—52.
129. Розенберг А. М. и др. Дистанционная втулка для сборных деформирующих протяжек. Авт. свид. СССР № 366038.— Бюл. изобр., 1973, 7.
130. Розенберг А. М. и др. Деформирующе-режущая протяжка.— Машиностроитель, 1973, 2, с. 31—32.
131. Розенберг А. М., Посвятенко Э. К. Особенности конструкции протяжек, работающих по предварительно упрочненному металлу.— В кн.: Синтетические сверхтвердые материалы и твердые сплавы. Изд. Ин-та сверхтвердых материалов АН УССР, Киев, 1974, с. 257—264.
132. Розенберг А. М., Посвятенко Э. К. Повышение обрабатываемости сталей путем упрочнения их деформирующим протягиванием.— В кн.: Интенсификация процессов механической обработки за счет автоматизации и совершенствования процесса резания. РДЭНТП, Киев, 1973, с. 11—12.
133. Розенберг А. М., Посвятенко Э. К. Влияние холодного упрочнения стали на износ и стойкость режущего инструмента.— В кн.: Технология и автоматизация машиностроения, 12. «Техніка», Киев, 1973, с. 61—67.
134. Розенберг А. М., Посвятенко Э. К. Особенности процесса резания сталей, упрочненных деформирующим протягиванием.— В кн.: Новые достижения в области обработки металлов резанием. РДЭНТП, Киев, 1974, с. 20—21.
135. Розенберг О. А., Посвятенко Э. К. Особенности работы режущих протяжек по металлу, упрочненному деформирующим протягиванием.— Тракторы и сельхозмашины, 1970, 10, с. 43—45.

136. Розенберг О. А. и др. Технологический процесс изготовления гильзы силового гидроцилиндра самоходного шасси ДСШ-14.— Тракторы и сельхозмашины, 1973, 3, 35—36.
137. Розенберг А. М., Розенберг О. А., Мальнев В. И. Влияние метода обработки отверстий на сопротивление усталостному разрушению материалов авиационных конструкций.— Проблемы прочности, 1974, 2, с. 109—111.
138. Рыжов Э. В. Контактная жесткость деталей машин. «Машиностроение», М., 1966. 195 с.
139. Рыжов Э. В. Влияние метода механической обработки на величину опорной площади и геометрию микронеровностей.— В кн.: Жесткость стыков. Изд. Грузинского политехнического ин-та им. В. И. Ленина, Тбилиси, 1966, с. 57—63.
140. Сидорин Г. А. Влияние профиля шероховатости исходной поверхности на формирование поверхностного слоя при раскатывании.— В кн.: Труды Казанского с.-х. института, 49, Казань, 1967, с. 110—112.
141. Симахин Я. А. Исследование процесса обработки цилиндрических отверстий многозубыми дорнами. Автореф. канд. дис., ЧПИ, Челябинск, 1966. 24 с.
142. Сиренко Т. А. Влияние обработки на структуру и свойства металлов и сплавов.— В кн.: Труды Тульского механического института, 15. Тульское Книжное изд-во, Тула, 1960, с. 73—83.
143. Темрин Б. В., Дегтярь Л. И., Петров Ю. И. О влиянии остаточных напряжений на износ металлов.— Заводская лаборатория, 1969, 3, с. 349—351.
144. Тиллес С. А. Экономика технологических процессов механической обработки. «Машиностроение», М., 1964. 299 с.
145. Топеха П. К. Основные виды износа металлов. Машгиз, Киев — Москва, 1952. 119 с.
146. Торбило В. М. Качество и износостойкость поверхности, выглаженной алмазным инструментом.— Автомобильная промышленность, 1967, 3, с. 35—39.
147. Торбило В. М. Алмазное выглаживание. «Машиностроение», М., 1972. с. 105.
148. Третьяков А. В., Трофимов Г. К., Зюзин В. И. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением. «Металлургия», М., 1964. 223 с.
149. Третьяков А. В., Трофимов Г. К., Гурьянова М. К. Механические свойства сталей и сплавов при пластическом деформировании. Справочник. «Машиностроение», М., 1971. 63 с.
150. Трубы стальные, бесшовные, гладкие, нарезные, сварные и профильные. Стандартгиз, М., 1963. 340 с.
151. Усачев Я. Г. Явления, происходящие при резании металлов.— В кн.: Русские ученые — основоположники науки о резании металлов. Машгиз, М., 1952, с. 356—387.
152. Филоненко С. Н., Алейниченко Г. Ф. Особенности геометрии износа резцов при тонком точении стали 38ХМЮА.— В кн.: Резание и инструмент, 4. Изд-во Харьковского ун-та, Харьков, 1971, с. 55—60.
153. Ховах Н. И. Расчет сил резания при точении закаленной и упрочненной стали и влияние твердости на закономерности этого процесса. Автореф. канд. дис. Томский политехнический институт. Изд-во ТГУ, Томск, 1967. 21 с.

154. Хрущов М. М., Бабичев М. А. Исследование изнашивания металлов. Изд-во АН СССР, М., 1960. 351 с.
155. Хрущов М. М., Беркович Е. С. Определение износа деталей машин методом искусственных баз. Изд-во АН СССР, М., 1959. 218 с.
156. Чистосердов П. С. Разработка и исследование процессов размерночистовой и упрочняющей обработки отверстий ротационным протягиванием. Автореф. канд. дис. АН БССР, отделение физ.-техн. наук. Минск, 1969. 29 с.
157. Чистосердов П., С. Шероховатость обработанной поверхности при ротационном протягивании.— В. кн.: Прогрессивная технология машиностроения, 1. «Вышэйшая школа», Минск, 1970, с. 116—121.
158. Шалин В. Н. Расчеты упрочнения изделий при их пластической деформации. «Машиностроение», Л., 1971. 192 с.
159. Шахов В. И., Школьник Л. М. Влияние упрочняюще-сглаживающих режимов накатывания на остаточные напряжения и твердость.— В кн.: Упрочнение деталей машин механическим наклепыванием. «Наука», М., 1965, с. 180—188.
160. Шнейдер Ю. Г. Чистовая обработка металлов давлением. Машгиз, М.— Л., 1963. 272 с.
161. Шнейдер Ю. Г., Бунга Л. А., Вяллю А. А. Качество поверхности и эксплуатационные свойства деталей, обработанных давлением.— Станки и инструмент, 1967, 1, с.14—17.
162. Шнейдер Ю. Г. Виброобкатывание улучшает качество поверхностей деталей.— Машиностроитель, 1966, 9, с. 13—14.
163. Шнейдер Ю. Г. Регулирование микрорельефа поверхности при чистовой обработке вибрационным обкатыванием.— В кн.: Размерно-чистовая и упрочняющая обработка холодным пластическим деформированием. Изд. ЦИНТИХНМаш. Серия ХМ-9, М., 1968, с. 57—65.
164. Щеголев А. В. Конструирование протяжек. Машгиз, М.— Л., 1960. 352 с.
165. Якобсон М. О. Шероховатость, наклеп и остаточные напряжения при механической обработке. Машгиз, М., 1956. 292 с.
166. Ярославцева Н. А., Ярославцев В. М., Подураев В. Н. Способ обработки резанием с опережающим пластическим деформированием. Авт. свид. СССР № 358089.— Бюл. изобр., 1972, 34.
167. Brandon Ford C. Annealing aids machinability.— Metal. Progr. 1970, **98**, 1, p. 103—105.
168. Enahoro H. E. Effekt of cold—working on chip formation in metal cutting.— Ann. C. S. R. P., 1966, **13**, 3, p. 251—261.
169. Eppler Martin. Oberflächengüte — Rauhigkeitsgrad — Zerspankosten.— Industriemeister, 1969, **18**, 2, s. 18—19.
170. Hrubec Yan. Vplyv spevnenia obrobenej plochy na drsnost povrchy pri resani austenitikych nehrdzavejucich chrómniklovich oceli.— Zb. ved. pr. storojn. fak. SVST Bratislave, 1968, 8, p. 10/1—10/16.
171. Krohn P. Das Glattwalzen zylindrischer Werkstücke in Einstechverfahren.— Industrie — Anzeiger, 1969, **91**, 3, s. 31—32.
172. Kurt Keck. Spanende Nachbearbeitung von Kaltungsformen Werkstücken.— Industrie — Anzeiger, 1967, **89**, 4, s. 12—16; 1967, **89**, 13, s. 19—22.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение 3

Глава I. **Шероховатость и микрорельеф поверхности после обработки деформирующими протяжками** 6

1. Зависимость шероховатости и микрорельефа поверхности от натяга на деформирующий элемент и суммарного натяга 7
2. Влияние материала на изменение шероховатости в процессе деформирующего протягивания 12
3. Влияние на шероховатость толщины стенки детали . . . 15
4. Влияние геометрических параметров режущего инструмента и режимов предварительной обработки резанием на шероховатость и микрорельеф поверхности после деформирующего протягивания 17
5. Зависимость шероховатости в процессе обработки от вида смазки и скорости протягивания 22
6. Влияние угла рабочего конуса деформирующего элемента на шероховатость поверхности 23

Глава II. **Структурные изменения и упрочнение в процессе обработки протягиванием** 28

1. Зависимость структуры и упрочнения от натяга на деформирующий элемент и суммарного натяга 28
2. Влияние материала и толщины стенки детали на интенсивность упрочнения и структурные изменения 37
3. Влияние свойств смазки на структурные изменения и упрочнение при деформирующем протягивании . . 39

Глава III. **Исследование остаточных напряжений I рода в деталях, обработанных твердосплавными деформирующими протяжками** 45

1. Методика определения остаточных напряжений . . . 46
2. Влияние натяга на деформирующий элемент и суммарного натяга на тангенциальные и осевые остаточные напряжения 50

3. Влияние толщины стенки детали на тангенциальные остаточные напряжения 61
4. Сравнительный анализ остаточных напряжений I рода после обработки режущим инструментом и твердосплавными деформирующими протяжками 62

Глава IV. **Обрабатываемость металла, упрочненного черновым деформирующим протягиванием** 69

1. Взаимосвязь явлений в процессе резания упрочненного металла 76
2. Износ и стойкость режущего инструмента 89
3. Физико-механические свойства поверхностного слоя металла 104
4. Шероховатость и точность поверхности после деформирующе-режущей обработки 113
5. Расчет и конструирование комбинированных протяжек для деформирующе-режущей обработки 119
6. Комбинированная деформирующе-режуще-выглаживающая обработка отверстий 140

Глава V. **Износостойкость поверхностей, обработанных режущим инструментом и твердосплавными деформирующими протяжками** 145

1. Шероховатость поверхности и ее износ 146
2. Влияние схемы протягивания на сопротивление изнашиванию обработанных поверхностей 149
3. Влияние остаточных напряжений на сопротивление изнашиванию в условиях трения скольжения при вращательном относительном движении 152
4. Усталостная прочность деталей, обработанных различными методами 155
5. Влияние деформирующего протягивания на газовыделение из обработанной поверхности 156

Глава VI. **Эффективность использования деформирующего протягивания в производстве** 158

1. Классификация деталей машин, подвергаемых деформирующему протягиванию 158
2. Рекомендации по проектированию инструмента и разработке операции деформирующего протягивания 162
3. Примеры внедрения деформирующего протягивания в производство 166

Литература 176

Александр Минеевич Розенберг,
Олег Александрович Розенберг,
Эдуард Иванович Гриценко,
Эдуард Карпович Посвятенко

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ, ОБРАБОТАННОЙ ДЕФОРМИРУЮЩИМ ПРОТЯГИВАНИЕМ

Печатается по постановлению ученого совета ордена Трудового Красного Знамени Института сверхтвердых материалов АН УССР

Редактор В. В. Самокиш
Художественный редактор И. В. Козий
Оформление художника Г. М. Балюна
Технический редактор Г. М. Терезюк
Корректор Т. Я. Губарь

Сдано в набор 4.VIII.1976 г. Подписано к печати 6.I.1977 г. БФ 00153. Зак. № 6—2056. Изд. № 477. Тираж 2250. Бумага № 1, $84 \times 108^{1}/_{32}$. Условн. печ. л. 9,87. Учетно-изд. л. 10,87. Цена 1 р. 80 коп.

Издательство «Наукова думка», Киев, Репина, 3.

Изготовлено Нестеровской городской типографией Львовского облполиграфиздата (г. Нестеров, ул. Горького, 8) с матриц Головного предприятия республиканского производственного объединения «Полиграфкнига» Госкомиздата УССР (г. Киев, Довженко, 3), зак. 1530.

1 руб. 80 коп.

«НАУКОВА ДУМКА»

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ, ОБРАБОТАННОЙ ДЕФОРМИРУЮЩИМ ПРОТЯГИВАНИЕМ

1 руб. 80 коп.

«НАУКОВА ДУМКА»

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ, ОБРАБОТАННОЙ ДЕФОРМИРУЮЩИМ ПРОТЯГИВАНИЕМ

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ, ОБРАБОТАННОЙ ДЕФОРМИРУЮЩИМ ПРОТЯГИВАНИЕМ